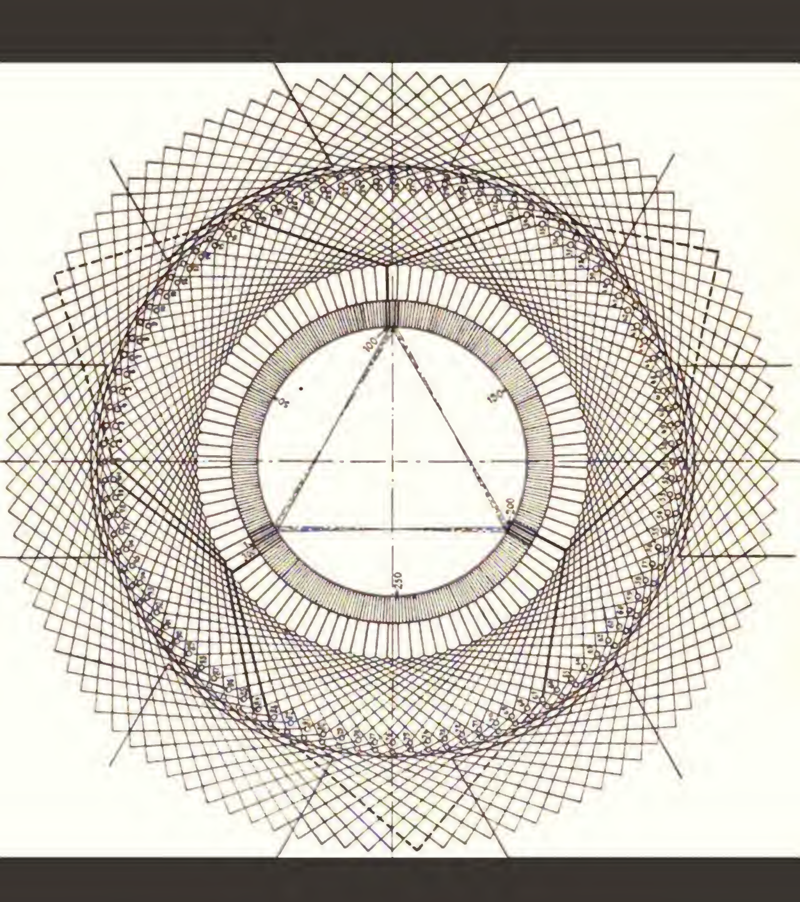


Berechnung und entwurf elektrischer maschinen, ...

Friedrich Niethammer



BERECHNUNG UND ENTWURF

Elektrischer

Maschinen, Apparate und Anlagen

für Studierende und Ingenieure.

Von

DR. F. NIETHAMMER,

O. PROFESSOR AN DER TECHNISCHEN HOCHSCHULE IN BRÜNN.

FÜNF BÄNDE.

I. Band.

Berechnung und Konstruktion der Gleichstrommaschinen und Gleichstrommotoren.

Mit 763 Textabbildungen.



STUTTGART.

VERLAG VON FERDINAND ENKE.

1904.

BERECHNUNG UND KONSTRUKTION

DER

GLEICHSTROMMASCHINEN

UND

GLEICHSTROMMOTOREN.

VON

DR. F. NIETHAMMER,
O. PROFESSOR AN DER TECHNISCHEN HOCHSCHULE IN BRÜNN.

MIT 763 TEXTABBILDUNGEN.



STUTTGART.
VERLAG VON FERDINAND ENKE.
1904.

Druck der Union Deutsche Verlagsgesellschaft in Stuttgart.

Vorwort.

Das hier vorliegende Werk, dessen weitere Bände in rascher Folge erscheinen werden, verfolgt den Zweck, das gesamte Gebiet der Elektrotechnik, also elektrische Maschinen, Apparate und Anlagen, in einheitlicher und praktisch erschöpfender Weise so zu behandeln, wie es für die Studierenden der Elektrotechnik in den letzten Semestern sowie für die jüngeren Ingenieure der Praxis wünschenswert erscheint, um sie für die praktischen Bedürfnisse gründlich zu schulen. Im Anschluß an meine eigene praktische Tätigkeit habe ich Wert darauf gelegt, alle wichtigen Probleme, welche heutzutage die Berechnungs-, Konstruktions- und Projektenbureaus unserer elektrotechnischen Firmen beschäftigen, zu erörtern, um den jungen Ingenieur direkt für seine eigentliche Berufstätigkeit vorzubereiten. Es sind auch manche erst in der Entwicklung begriffene Gebiete, wie Turbodynamos und künstlich gekühlte Maschinen, angeschnitten, dafür jedoch historische und rein akademische Momente zurückgestellt. Die mechanische Konstruktion der Dynamomaschine ist in ebenso ausführlicher und detaillierter Weise behandelt wie die elektrische Berechnung, da von einem sparsamen rationellen mechanischen Entwurf die Konkurrenzfähigkeit mindestens ebenso abhängt wie von einer zweckmäßigen elektrischen Disposition. Ich habe deswegen eine systematische Aufstellung sämtlicher elektrotechnischer Maschinenelemente gegeben.

Es ist wohl begreiflich, daß die aufgeführten Erfahrungsdaten und Konstruktionsbeispiele sich eng an meine eigene Praxis anschließen, d. h.

den seinerzeitigen Ausführungen der Union E.-G. in Berlin entsprechen, obwohl ich auch die Fachliteratur und zahlreiche mir von verschiedenen elektrischen Firmen überlassene Unterlagen, wofür ich ihnen an dieser Stelle bestens danke, nach Möglichkeit benützt habe. Bei der Ausarbeitung dieses ersten Bandes bin ich von meinem früheren Assistenten Herrn Ingenieur E. Feigl wesentlich unterstützt worden, wofür ich ihm auch an dieser Stelle meine Anerkennung ausspreche.

Brünn, im Juni 1904.

F. Niethammer.

Inhaltsverzeichnis.

II. Teil.

Mechanischer Entwurf von Gleichstrommaschinen.

I. Einleitung.

Die Aufgaben der Starkstromtechnik teilen sich in folgende Hauptgebiete:

1. Berechnung, Konstruktion, Herstellung und Prüfung elektrischer Maschinen und Apparate;
2. Projektierung und Errichtung elektrischer Anlagen;
3. Betriebsführung elektrischer Maschinen und Anlagen.

1. Fabriksingenieure.

1. In einer elektrotechnischen Fabrik werden folgende Ingenieure verwendet:

a) Berechnungsingenieure (electrical engineers), welche die elektrischen Dimensionen der Maschinen und Apparate nach wissenschaftlich-empirischen Methoden auslegen. Sie müssen die theoretische Elektrotechnik, also auch höhere Mathematik, beherrschen.

b) Konstrukteure (mechanical engineers), welche die mechanischen Details auf Grund der Angaben der erstgenannten Ingenieure auslegen. Sie sind im wesentlichen Maschineningenieure und müssen hauptsächlich Maschinenzeichnen, Maschinenelemente, die Lehre von der Festigkeit und Elastizität beherrschen, aber auch einen Ueberblick über das unter a genannte Gebiet besitzen und namentlich praktische Betriebserfahrung haben, letzteres sowohl was die Fabrikation als was die Verwendung elektrischer Maschinen anlangt. Diese Gruppe spaltet sich wieder in

α) Konstrukteure von Gleichstrom- und Drehstrommaschinen sowie Transformatoren;

β) Konstrukteure von Apparaten, d. h. Anlassern, Schaltern sowie ganzer Schaltbretter. Das letztere ist insbesondere noch ein sehr dankbares Feld. Ferner eventuell noch

γ) Konstrukteure für Straßenbahnmaterialien.

c) Werkstatt- oder Betriebsingenieure. Sie müssen dafür sorgen, daß alle Bestellungen nach den rationellsten Arbeitsmethoden rasch und zeitig hergestellt werden, und haben für eine präzise mechanische Herstellung, sowie für eine scharfe Revision und Kontrolle der Erzeugnisse Sorge zu tragen. Wichtig für sie ist auch eine zweckmäßige Gestaltung der Transportverhältnisse für die Rohmaterialien, die halbfertigen und die ganz fertigen Waren. Ihr Gebiet läßt sich wieder einteilen in

α) Reinen Maschinenbau, wobei es sich um die Werkzeugmaschinen und die darauf hergestellten Stücke, um Schlosser-, Schmiede- und Montagearbeiten, um die Herstellung der Hilfsvorrichtungen, wie Stanzen, Aufspannvorrichtungen Bohrlehren u. a., handelt.

β) Wickelei, wo es hauptsächlich auf betriebsichere, saubere Herstellung der Wickelungen, auf die Herstellung von Isolationsmaterialien, das Ausarbeiten von Schablonenwickelungen und den zugehörigen Wickelformen ankommt.

γ) Apparatenbau, der immer noch zu sehr Feinmechanik statt Maschinenbau ist.

Dieses Werkstättengebiet vernachlässigt in der Regel der deutsche Ingenieur zu sehr, namentlich den unter α genannten Punkt, bezüglich Hilfsvorrichtungen, in dem uns die Amerikaner überlegen sind.

d) Prüffeldingenieure, welche die elektrische Meßkunde beherrschen müssen und alle möglichen Maschinen und Apparate auf ihre elektrischen und mechanischen Eigenschaften zu prüfen haben. Sie sollten das Gebiet unter a etwas verstehen und durch Arbeiten in den Werkstätten sich einen praktischen Blick erworben haben. Solche Ingenieure eignen sich später je nach Befähigung für eine der Aufgaben unter a, b, c. Das Prüffeld ist zweckmäßig die Anfangstellung der von der Hochschule kommenden Ingenieure.

e) Produktions- oder Verwaltungsingenieure, die es bei uns noch kaum gibt; ihre Stelle ist bis jetzt meist von Kaufleuten besetzt. Sie haben für eine rationelle, straffe Organisation der Werkstätten und der Bureaus, für eine glatte Erledigung der eingehenden Bestellungen und die richtige Abgabe und Einhaltung der Liefertermine zu sorgen. Sie machen die Fabrikpreise, bestimmen und registrieren die Löhne und Materialpreise. Sie besorgen den zweckmäßigen Einkauf der Materialien, deren Abgabe an die Werkstätten sowie den Versand der fertigen Ware. Dies ist augenblicklich eines der dankbarsten Felder für den jungen

Ingenieur; dazu muß er aber außer mit allgemeintechnischen Kenntnissen mit gesundem menschlichem Blick, mit Verständnis für soziale Fragen, für Arbeiter und Beamte, mit nationalökonomischen und kommerziellen Kenntnissen ausgerüstet sein.

Die Elite der unter a genannten Ingenieure wird in großen Firmen eventuell dazu bestimmt, direkt wissenschaftlich-technisch forschend tätig zu sein, d. h. vorhandene Apparate und Maschinen weiter auszubilden und neue praktisch erwünschte Aufgaben zu studieren.

2. Projektierende Ingenieure.

2. Die Arbeiten des projektierenden Ingenieurs zerfallen in Projekte

a) großer (städtischer) Zentralen,

b) von Kraftübertragungen, Einzelanlagen und Einzelantrieben,

c) von elektrischen Bahnanlagen.

Ihre wichtigste Aufgabe dürfte der richtige Zusammenbau des elektrischen und des mechanischen Teiles sein, also des Zusammenbaues der Dynamo mit der Dampfmaschine, dem Wassermotor etc., die zweckentsprechende Disposition der ganzen Zentralen, der Kessel, der Dampfmaschinen, der Rohrleitungen, der Dynamos samt den Leitungen und den Schaltbrettern, die praktische Aufstellung des Planes für das Leitungs- und Verteilungsnetz, der organische Zusammenbau der Elektromotoren mit den Arbeitsmaschinen, den Hebezeugen etc., entsprechend den örtlichen Verhältnissen (z. B. in Gruben und Hütten, an Bord von Schiffen), die richtige Auswahl von Anlaß- und Reguliervorrichtungen; die Disposition von Bogen- und Glühlampen in Beleuchtungsanlagen; für Bahnen die Wahl der richtigen Motoren, Steuerungs- und Bremsverhältnisse. Diese Ingenieure sollten einen Ueberblick über den ganzen Maschinenbau[1]), einschließlich Elektrotechnik, haben, etwas vom Gebiet des Bauingenieurs, des Architekten und besonders des Kaufmannes verstehen, ferner von allgemeiner und baupolizeilicher Gesetzgebung. Sie müssen Sinn für betriebsichere, geschmackvolle Ausführung haben. Soweit es im geschäftlichen Interesse liegt, wirken sie auf die Fabrikation zurück, um die Entwicklung und Umänderung gewisser Typen anzuregen; sie wählen die Art des Verteilungsystemes, ob Gleichstrom, Drehstrom,

[1]) Soll ein Elektroingenieur im stande sein, Anlagen zweckentsprechend zu disponieren, so muß er wenigstens ungefähr die Arbeitsprozesse in Hütten und Gruben, in Maschinenfabriken aller Art, in Papierfabriken, Spinnereien und Webereien, Gerbereien u. s. f. aus eigener Anschauung kennen, da ihm andernfalls mancher Fehlgriff passiert.

Dreileiter — die Tourenzahlen, die Spannungen etc., alles in innigster Fühlung mit den Fabriksingenieuren. Sie müssen alle Maschinen und Apparate ihrer Firma so weit kennen, daß sie auf Grund eines genauen Studiums der Betriebsverhältnisse des Einzelfalles in der Lage sind, das für den Abnehmer und die eigene Firma Zweckmäßigste zu wählen und ihre Wahl ausführlich zu begründen. Diese kommerziellen Ingenieure, zu denen ich auch alle Ingenieure der Zweigbureaus und der Vertretungen rechne, können der Elektrotechnik viel schaden, wenn sie ohne Urteil und ohne Studium ihre elektrische Ware zu verkaufen suchen. Eine verfehlte Anlage, die wieder zurückgenommen werden muß, schadet der Firma und dem Ruf der Elektrotechnik ungemein. Anderseits steht es auch bei diesen kommerziellen Ingenieuren, ganz neue Arbeitsfelder zu erschließen, denn die Verwendung des elektrischen Antriebes ist erst im Anfangstadium. Die Elektrotechnik ist bestimmt, noch manche Kulturaufgabe, noch manche hygienische Frage zu lösen; zwischen der elektrischen Nähmaschine und der 2000pferdigen Förder- oder Walzenzugmaschine liegt noch ein weites Feld, die Elektrizität paßt so gut in den feinsten Salon wie in die schmutzigste Kohlengrube.

Bei dieser Gruppe sind noch die Montageingenieure zu erwähnen, denen die Ueberwachung der Ausführung der Anlagen obliegt. Sie müssen vor allem praktisch technische Eigenschaften, auch eine gewisse Handfertigkeit besitzen, sie müssen sich mit beschränkten Hilfsmitteln zu helfen wissen, kleinere Fehler, Störungen und Launen von Maschinen verstehen und beheben können. In allen Schaltungen von Maschinen und Apparaten sollten sie zu Hause sein und vor allem auch wie der Werkstätteningenieur soziales Verständnis für ihre Arbeiter aufweisen.

Der projektierenden Abteilung sind öfters literarische Ingenieure beigegeben, welche Kataloge, Preislisten, Beschreibungen von Anlagen und Maschinen anfertigen. Demselben Bureau liegt wohl auch die Ausarbeitung von Patenten ob (Patentbureau).

3. Betriebsingenieure.

3. Das dritte von mir erwähnte Gebiet, dasjenige des Betriebsingenieurs in elektrischen Anlagen, in städtischen oder Fabrikszentralen, in Hütten und Gruben und Bahnanlagen, ist ein mit jedem Jahre wachsendes. Seine Hauptaufgabe ist die betriebsichere und ökonomische Führung der Anlage, der rationelle organische Zusammenbau vom elektrischen und mechanischen Teil, zweckentsprechende Vorschläge für die Größe und Tourenzahl der elektrischen Maschinen, wozu ihn eventuell Betriebsmessungen unterstützen müssen. Er muß seine Maschinen stu-

dieren, das Bestmögliche aus ihnen machen und an Hand der Betriebserfahrungen auf die fabrizierende Firma zurückwirken.

An diese Uebersicht knüpfe ich für den Studierenden zunächst den Rat, sich an der Hochschule noch keineswegs für eines dieser Gebiete zu spezialisieren, sondern sich für alle möglichst gleichmäßig vorzubereiten. Außer den eigentlichen elektrotechnischen Fachstudien, wozu ich namentlich auch den fruchtbringenden Besuch der Meßübungen im Laboratorium und der Konstruktionsübungen mit selbständigen Arbeiten rechne, halte ich für erforderlich gründliche Kenntnisse in Mathematik, Physik und Chemie[1], so daß man Theoretisches selbst prüfen und ableiten kann und sich nicht in blindem Autoritätsglauben auf fremde Arbeiten verlassen muß; gerade in der Elektrotechnik ist sichtende Kritik mehr als sonst nötig. Selbstredend ist das Studium des allgemeinen Maschinenbaues, namentlich auch der mechanischen und chemischen Technologie, die für den Elektrotechniker wichtiger ist als allzuviele Einzelheiten über Dampf- und Wassermotoren, ferner enzyklopädische Abhandlungen über Hochbau- und Bauingenieurwissenschaften, dann wirtschaftspolitische Gegenstände: Nationalökonomie, Arbeiterhygiene, Gesetzeskunde; dann Buchhaltung, Entwurf von Fabrikanlagen, von Fabrikorganisationen und Kostenanschlägen und schließlich möglichst gründliche Sprachstudien sowohl für den geschäftlichen Verkehr als auch, was gar nicht zu unterschätzen ist, zum Studium der Fachliteratur; neben dem Deutschen erscheinen die meisten Fachabhandlungen in Englisch, namentlich wertvoll sind die amerikanischen Veröffentlichungen, in nächster Linie kommt das Französische. Nicht verfehlen will ich, auf die Wichtigkeit der Werkstättenarbeit während der Studienzeit hinzuweisen, am besten nach dem ersten oder zweiten Studienjahr ein volles Jahr, sonst während der Ferien; je näher und je mehr schon der Studierende mit den Materialien in Berührung kommt, desto besser ist es.

Im Anschluß an Gesagtes behandle ich meinen Stoff in folgender Weise:

1. Elektrische Berechnung einschließlich der Ermittlung der charakteristischen Betriebskurven von

   Gleichstrommaschinen,
   Wechsel- und Drehstrommaschinen und Motoren,
   Rotierenden Umformern,
   Transformatoren.

---

[1]) In diesen drei Gebieten sollten allerdings die Studierenden in einer das technische Studium fördernden Weise eingeleitet werden. Man sollte die Studierenden nicht mit theoretischem, unfruchtbarem Stoff überladen, sondern tatsächliches Verständnis für mathematisches Arbeiten sowie physikalische und chemische Arbeitsvorgänge wecken, so wie es für den schaffenden Ingenieur unerläßlich ist.

2. Mechanischer Entwurf von obigen Maschinen.
3. Entwurf von Apparaten:
   Anlasser, Widerstände, Regulatoren,
   Schalter, Sicherungen,
   Zähler, Meßinstrumente, Bogenlampen,
   Schaltbretter.
4. Fabrikation, Fabrikprüfung und Preiskalkulation elektrischer Maschinen.
5. Projektierung elektrischer Zentralen samt Leitungen, Abnahmeversuche.
6. Elektrische Kraftübertragung einschließlich Einzelantriebe.
7. Elektrische Bahnen.
8. Montage und Betriebsleitung von Zentralen und Fabriken.

I.

Die Gleichstrommaschinen.

Empfehlenswerte Literatur:

Arnold, Die Gleichstrommaschine. — Fischer-Hinnen, Die Wirkungsweise der Gleichstrommaschine. — Arnold, Konstruktionstafeln für den Dynamobau, I. Teil. — Kapp, Dynamomaschinen für Gleich- und Wechselstrom. — Kapp, Elektromechanische Konstruktionen. — Kittler, Handbuch der Elektrotechnik. — Parshal und Hobart, Electric Generators. — S. Thompson, Dynamoelektrische Maschine (übersetzt von Strecker). — S. Thompson, Design of Dynamos. — Wiener, Dynamoelectric machines. — Niethammer, Handbuch der Elektrotechnik, Bd. IX. — Niethammer, Elektrische Hebezeuge. — Niethammer, Moderne Gesichtspunkte über den Entwurf elektrischer Maschinen und Apparate. — Jackson, Textbook on Electro-magnetism. — Gérard, Leçons sur l'Electricité. — Janet, Leçons d'Electrotechnique.

Zeitschriften: Elektrot. Ztschr. Berlin; Zeitschrift für Elektrotechnik (Wien); Electrical World (New York); Electrician (London); Eclairage Electrique (Paris); Transactions Am. Inst. El. Eng. (New York); Journ. Society El. Eng. (London); Traction and Transmission (Beilage zu Engineering); Deutsche (Kl. 21), englische und amerikanische Patentschriften.

II. Allgemeines.

4. Prinzip der Gleichstrommaschine.

Eine Gleichstrommaschine besteht (Fig. 1 und 2) aus einem Ankerkörper A mit der Ankerwicklung V und dem Kommutator C, ferner aus einem Feldkörper F_1 F_2, der in die Pole F_1 und das Joch F_2 zerfällt. Auf die Pole F_1 ist die erregende Wicklung W aufgebracht. Der Anker ist vermittels der Welle B in den Lagern L drehbar angeordnet und wird durch eine äußere mechanische Kraft, z. B. mit Hilfe der Riemenscheibe R in Umdrehung versetzt. In der Ankerwicklung werden durch die Rotation und das äußere Magnetfeld F_1 F_2 elektromotorischer Kräfte wechselnder Natur, sog. Wechselspannungen E_w induziert, die der Kommutator mit den darauf schleifenden Bürsten C in

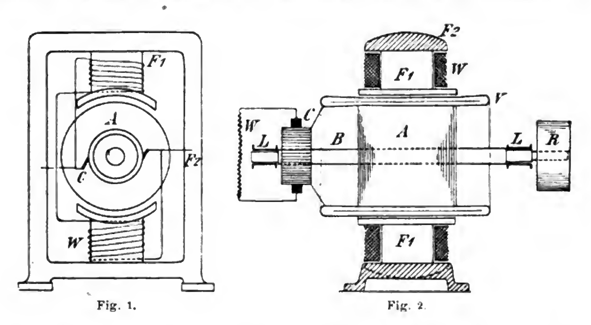


Fig. 1. Fig. 2.

gleichgerichtete, in sog. Gleichspannungen E_g umwandelt. Schließt man die auf dem Kommutator schleifenden Bürsten auf einen Gesamtwiderstand W, so entsteht ein Gleichstrom $I_g = \frac{E_g}{W}$. Das Magnetfeld ist als mehrschenkliger Elektromagnet ausgebildet, dessen Erregerstrom die

Maschine selbst liefert. Alle modernen Maschinen sind selbsterregend; bei jeder Inbetriebsetzung induziert zunächst der remanente Magnetismus des Feldgestells im Anker kleine elektromotorische Kräfte, welche wiederum Erregerströme liefern, die das Feld verstärken u. s. f. Das Prinzip der Dynamo ist direkt umkehrbar, d. h. führt man ihr von außen elektrische Energie zu, so leistet sie als Motor mechanische Arbeit. Zum Entwurf einer Gleichstromdynamo gehört nach dem Gesagten die Dimensionierung des Ankereisens, der Ankerwicklung, des Kommutators, der Bürsten, der Bürstenträger, des Feldkörpers und zwar der Pole, des Jochs und der Feldspulen, ferner der Welle, der Lager, der Grundplatte, der Riemscheibe oder sonstiger Antriebsmittel, sowie weiteren mechanischen Zubehörs.

Dem Ingenieur sind in der Regel beim Entwurf einer Maschine bestimmte Bedingungen, welche die Type erfüllen soll, vorgeschrieben. Eine Gleichstrommaschine muß bei einer gegebenen Tourenzahl eine gewisse Spannung und einen bestimmten Strom liefern. Dabei verlangt man gleichzeitig einen nicht zu unterschreitenden Wirkungsgrad; die Maschine darf nicht zu warm werden; die Spannung soll sich mit veränderlicher Last nicht allzusehr ändern; der Kommutator soll funkenfrei laufen; die ganze Maschine muß betriebsicher gebaut sein; Anker, Feld und Kommutator müssen ihre Betriebspannung dauernd ertragen; die Lager sollen nicht warm laufen; die Maschine darf nicht vibrieren, d. h. allgemein, sie muß ruhig gehen. Für die Anforderungen an Maschinen haben sich gewisse Normalien herangebildet, die zunächst, soweit als angängig, für Gleichstrom angedeutet werden sollen:

5. Spannungen.

Für Generatoren sind üblich: 115, 230, 470 und 550 Volt[1]), die beiden letzten hauptsächlich für große (550 Volt speziell für Bahnen), die ersten für kleinere Maschinen (115 Volt für Einzelanlagen, 230 und 470 Volt für Dreileiternetze). Für Motoren wählt man die Spannungen wegen des Abfalls in den Zuleitungen etwas kleiner, z. B. 110, 220, 440, 500 Volt. Da eine Maschine gewöhnlich für eine gewisse Leistung, also für eine bestimmte Zahl KW (= Kilowatt) oder PS (= Pferdestärken) zu bauen ist, so findet man aus der gewählten Spannung E_k, d. h. aus der Klemmenspannung an den Maschinenklemmen, den verlangten Nutzstrom:

$$J = 1000 \frac{KW}{E_k} \text{ oder } \frac{736\, PS \cdot \eta}{E_k},$$

[1]) Es kommen auch Spannungen von 65, 300, 600, 750, ausnahmsweise von 1000 bis 4000 Volt vor.

falls KW die zu leistenden Kilowatt, PS die zuzuführenden Pferdestärken und η der Gesamtwirkungsgrad ist.

6. Tourenzahlen.

Diese sind an und für sich willkürlich; aus später zu erörternden Gründen haben sich aber bestimmte Tourenzahlen fast allgemein eingebürgert, obwohl für gewisse Zwecke sowohl extrem hohe, als auch extrem niedrige Umlaufzahlen erforderlich werden. In Fig. 3 und 4 sind für eine Reihe KW-Zahlen Werte niedergelegt, zwischen denen in der heutigen Praxis

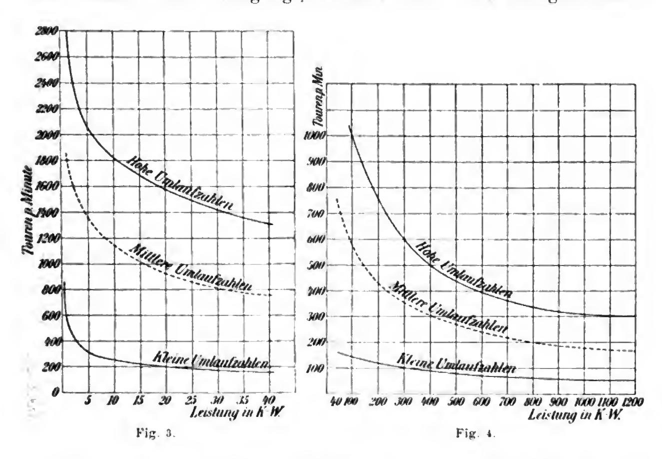


Fig. 3. Fig. 4.

die Tourenzahlen zu schwanken pflegen. Dampfturbinen, Umformer und Zentrifugalpumpen erfordern meist wesentlich höhere Umlaufzahlen, Kolbenpumpen und manch andere direkt gekuppelte Antriebe häufig niedrigere. Die Kurven Fig. 3 und 4 ändern sich wenig, wenn man KW durch PS ersetzt.

7. Wirkungsgrad und Erwärmung.

Der Wirkungsgrad, das Verhältnis η = elektrisch abgegebene Leistung: mechanisch zugeführter Leistung, ist so hoch als möglich anzustreben, sofern er die Maschinen nicht so verteuert, daß sie nicht mehr konkurrenzfähig sind. Auch für den Wirkungsgrad haben sich alle Firmen auf ähnliche Werte geeinigt, die für Vollast in den Fig. 5 und 6 in überschlägiger Weise niedergelegt sind. Gute Maschinen haben

öfter 1 bis 5% höhere Werte[1]). Bis ca. 300 KW sind die Verluste in den Lagern eingerechnet (Riemen- oder Seilantrieb), darüber setze ich voraus, daß die Antriebsmaschine, also z. B. die Dampfmaschine die erforderlichen Lager abgibt. Wesentlich ist es auch, daß die Wirkungsgrade

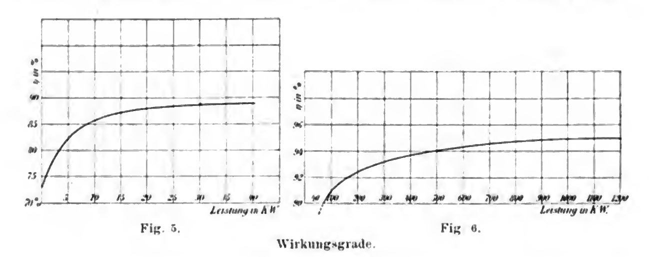


Fig. 5. Fig. 6.

Wirkungsgrade.

bei $^5/_4$, $^3/_4$, $^1/_2$ Last nicht zu gering ausfallen, d. h. die Kurve des Wirkungsgrades (Fig. 7 und 8) soll zwischen $^1/_2$ und $^5/_4$ Last ziemlich flach verlaufen[2]).

Die Erwärmung, die durch die in der Maschine erzeugten Verluste bedingt ist, soll so gering sein, daß die Maschine, speziell die Isolation nicht notleidet. Ausführliches gebe ich später, jetzt will ich nur erwähnen, daß bei den üblichen Isolationsmaterialien die Temperatur an sich nicht viel über 80° hinausgehen sollte, d. h. die Uebertemperatur

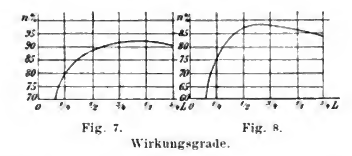


Fig. 7. Fig. 8.

Wirkungsgrade.

über Außenluft sollte 50 bis 60° nicht überschreiten; dabei gilt diese Erhöhung für sämtliche Teile der Maschine, die Lager bezw. das Lageröl einbegriffen.

8. Kommutierung. Spannungsabfall.

Bezüglich des Kommutators verlangt man heutzutage fast allgemein, daß bei einer Belastungsänderung von Vollast auf Leerlauf

[1]) 1% bei großen, 5% bei sehr kleinen Typen.

[2]) In Fig. 7 ist der Maximalwert des Wirkungsgrades bei Vollast erreicht, in Fig. 8 dagegen schon bei $^3/_4$ Vollast, was sich für Betriebe, die häufig schwach belastet laufen, empfiehlt.

und umgekehrt sich an den Bürsten ohne Verstellung keine nennenswerte Funkenbildung zeigt, und daß selbst bei einer momentanen Ueberlast von 50 bis 100 % kein die Maschine gefährdendes Feuer auftritt; letztere Forderung gilt besonders für Bahn- und Kraftanlagen ohne Batterien.

Die Höhe des Spannungsabfalls bei Belastungsänderung hängt von der Betriebsart ab, in gewissen Fällen darf sich die Spannung bei einer Aenderung der Last von leer auf voll um nicht mehr als 1 bis 2 % ändern, was nur durch Verwendung von Compoundmaschinen zu erreichen ist. Bei Nebenschlußmaschinen läßt man meist für 25 % Laständerung etwa 4 % Spannungsänderung zu oder bei einer Entlastung von voll auf leer 8 bis 25 %.

Beim Entwurf elektrischer Maschinen beachte man allgemein die „Normalien zur Bewertung und Prüfung elektrischer Maschinen und Transformatoren“, E. T. Z. 1903, S. 684.

III. Wichtigste Grundformeln.

9. Elektromotorische Kraft.

Ist K der Gesamtflux pro Pol[1]) einer Wechselpoltype, deren Kraftlinienzahl sich von einem positiven Wert $+k_{max}$ zu einem negativen Wert $-k_{max}$ (Fig. 9) periodisch ändert, Z die totale effektive Leiterzahl am Ankerumfang, u die minutliche Umdrehungszahl, so wird für Ring- und Trommelwicklungen mit zwei Polen (Fig. 10) die im Anker induzierte elektromotorische Kraft[2])

$$E = \frac{u Z K}{60 . 10^8} \qquad \qquad 1)$$

und für einen 2 p-poligen Anker mit 2 a parallelen Kreisen (Fig. 11, Reihenparallelschaltung)

$$E = \frac{p}{a} \frac{u Z K}{60 . 10^8} \qquad \qquad 2)$$

---

[1]) Zweckmäßig drückt man K für die Rechnung nicht in absoluten Einheiten aus, sondern nimmt 10^6 CGS-Einheiten (10^6 Gauß) als Kraftlinieneinheit an. Es ist auch angezeigt für die Induktion B 10^3 CGS-Einheiten als Recheneinheit zu benützen.

[2]) Es ist zu beachten, das K derjenige Flux ist, den man unter Berücksichtigung der Vorzeichen durch Addition der Kraftlinien erhält, die zwischen einem + und einem — Bürstensatz in den Anker eintreten. Stehen die Bürsten in der neutralen Zone, d. h. am Anfang, Ende und in der Mitte der Strecke 2τ (Fig. 9), so ist K ein Maximum und zwar gleich der unter oder über der Abszissenachse liegenden Fläche; schiebt man die Bürsten vor, z. B. um $\frac{1}{m}\tau$, so wird K reduziert und zwar für $\frac{1}{m}\tau = \frac{1}{2}\tau$ auf 0. Die Bürsten stehen dann senkrecht zur neutralen Zone, es wird keine E. M. K. induziert, da K dann gleich der Differenz einer halben oberen und einer halben unteren Fläche ist. Für beliebiges $\frac{1}{m}$ findet man K aus Fig. 9 derart, daß man auf der 2τ-Achse $\frac{1}{m}\tau$ von links nach rechts abträgt. Zu $\frac{1}{m}\tau$ gehöre die Fläche F_1, zu $\tau - \frac{1}{m}\tau$ die Fläche F_2, dann ist $K \backsim F_1 - F_2$.

Für reine Reihenschaltung (a = 1) ist

$$E = p \frac{u Z K}{60 \cdot 10^8}$$

und für reine Parallelschaltung (Fig. 12, Schleifenwicklung), bei der fast immer $2a = 2p$ ist, gilt

$$E = \frac{u Z K}{60 \cdot 10^8}.$$

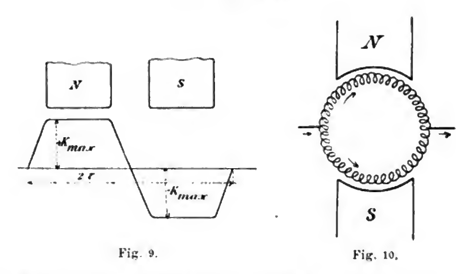


Fig. 9. Fig. 10.

In dem praktisch sehr seltenen Fall der Gleichpoltype, bei der nach Fig. 13 und 14 der magnetische Flux nur zwischen einem posi-

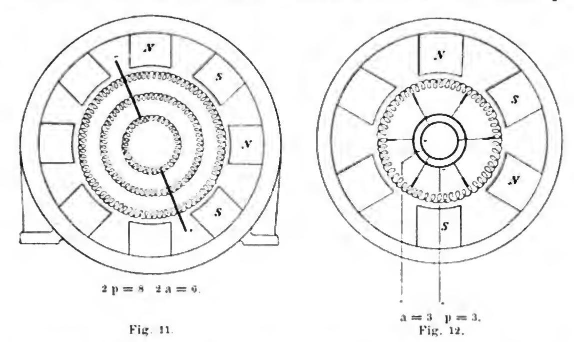


Fig. 11. Fig. 12.

tiven Wert k_{max} und einem ebenfalls positiven Minimum k_{min} schwankt, gilt

$$E = \frac{p}{a} \frac{u Z \frac{K_{max} - K_{min}}{2}}{60 \cdot 10^8}, \quad \ldots \ldots \quad 3)$$

falls K_{max} der Maximalwert des Gesamtfluxes (aber nicht des Momentanwertes) und K_{min} der Minimalwert des Gesamtfluxes ist.

Diese Gleichungen setzen eine absolut glatte (gleichmäßige) elektromotorische Kraft voraus, was theoretisch nur bei ∞ vielen Segmenten der Fall ist. Tatsächlich ist jeder Strom einer Gleichstrommaschine mehr

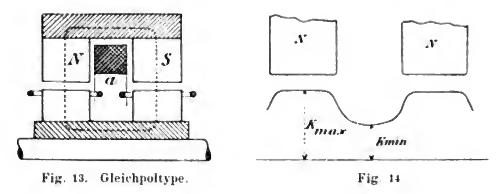


Fig. 13. Gleichpoltype. Fig. 14

oder weniger undulierend, umsomehr, je weniger Segmente pro Polpaar vorhanden sind. Bei zwei Segmenten pro Polpaar (Fig. 15) ist die

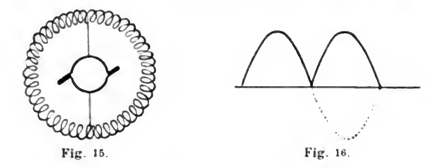


Fig. 15. Fig. 16.

Spannung zwischen einem Maximum und Null pulsierend (Fig. 16). Sieht man 4 Kommutatorsegmente (Fig. 17) vor, so lagern sich zwei pulsierende Spannungen übereinander und die Spannung schwankt

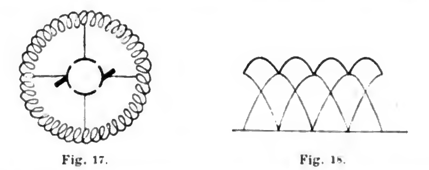


Fig. 17. Fig. 18.

weniger (Fig. 18). Die Schwankungen gehen deutlich aus nachstehender Tabelle hervor, die in Fig. 19 und 20 graphisch dargestellt ist.

Kommutatorsegmente pro Polpaar	2	4	10	12	15	20	24	30	36	40	45	60	90
Schwankungen um den Mittelwert in % ±	±100	17	2,49	1,72	1,10	0,61	0,42	0,28	0,19	0,14	0,12	0,07	0,03

Man sollte deshalb nicht unter 10 bis 15 Segmente pro Polpaar gehen[1]).

Ist $k_p = \frac{k}{p}$ die Lamellenzahl pro Polpaar und $\beta = \frac{360^0}{k_p}$, so ist die Schwankung um den Mittelwert analytisch ausgedrückt durch

$$\pm \frac{E_{max} - E_{min}}{E_{max} + E_{min}} = tg^2 \frac{\beta}{4},$$

sinusförmiger Verlauf der Spulenwechselspannungen vorausgesetzt.

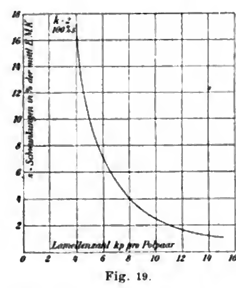


Fig. 19.

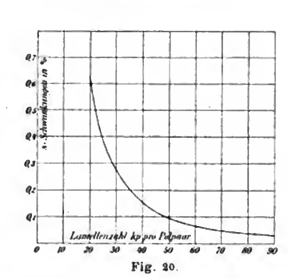


Fig. 20.

Die Klemmenspannung E_k einer Nebenschlußmaschine (Fig. 21) sowie einer fremderregten Dynamo (Fig. 22) ergibt sich aus E zu:

$$E_k = E - J_a (w_a + w_k) \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 4)$$

w_a = Ankerwicklungswiderstand, w_k = Bürstenübergangswiderstand.

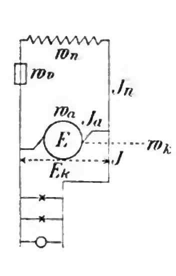


Fig. 21.

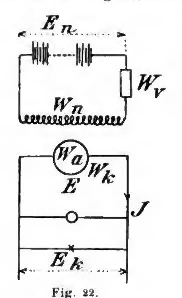


Fig. 22.

Der Strom pro Ankerzweig ist $J_z = \frac{J_a}{2a}$ . . . . 5)

[1]) Oefter wird die Fluktuation auf den Maximalwert bezogen also gebildet

$$\pm \frac{E_{max} - E_{min}}{2.\ E_{max}} \text{ statt } \pm \frac{E_{max} - E_{min}}{2.\ E_{mittel}}.$$

In Fig. 21 ist
$$J_a = J + J_n \quad \ldots \ldots \quad 6)$$
$$J_n = \frac{E_k}{w_n + w_v} \quad \ldots \ldots \quad 7)$$
Bei Fremderregung ist $J_a = J$.

10. Ankerwiderstand.

Ist l_m die mittlere Länge eines Ankerleiters (Fig. 23 für die Trommel und Fig. 24 für den Ringanker) und sind es 2a parallele Zweige, so ist der äquivalente Ankerwiderstand

$$w_a = \frac{w'}{2a},$$

falls w′ der Widerstand pro Zweig ist. Setzt man den effektiven Ankerleiterquerschnitt = q, so wird

$$w' = \sigma \frac{1}{q} = \sigma \frac{Z}{2a} l_m \frac{1}{q}$$

und

$$w_a = \sigma \frac{Z}{4a^2} \frac{l_m}{q} \quad \ldots \ldots \quad 8)$$

l_m ist in m und q in mm² einzusetzen. Für Kupfer ist σ bei 15° (kalter Widerstand): $\sigma_{15} = 0{,}0174$, bei 55° ist $\sigma_{55} = 0{,}0174\ (1 + 40^0 . 0{,}0038) = \backsim 0{,}02$. Mit diesem letzten Werte ist in der Regel zu rechnen.

Zu obigem Wert von w_a schlage man noch 10 bis 20% für Lötstellen und andere Uebergangswiderstände, d. h. man schreibe

$$w_a = 1{,}2\, \sigma \frac{Z}{4a^2} \frac{l_m}{q}, \quad \ldots \ldots \quad 9)$$

bezw. setze für σ statt 0,02 etwa 0,025. Es gibt Fälle bei ungenauer Ausführung, wo der Korrektionsfaktor statt 1,2 sogar 1,6 sein muß.

Für die fast allgemein übliche Trommelwicklung ist[1]) in cm

$$l_m = l_a + 3 + 1{,}3\tau, \quad \ldots \ldots \quad 10)$$

falls l_a (Fig. 23) die totale Ankereisenlänge (samt Isolation und Kanälen) und τ die Polteilung (= Ankerumfang: 2p), bezw. genauer die mittlere Spulenbreite (Fig. 23) in Richtung des Umfangs ist. Für Ringanker gilt nach Fig. 24 ungefähr in cm

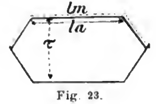


Fig. 23.

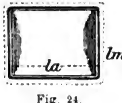


Fig. 24.

$$l_m = 2(l_a + l_r) + 2 \quad \ldots \ldots \quad 11)$$

[1]) Mavor setzt (D = Ankerdurchmesser)

$$l_m = l_a + \frac{3{,}72\ D}{2p} = l_a + 1{,}19\ \tau.$$

11. Bürstenübergangswiderstand.

Der Bürstenübergangswiderstand w_k ist von der Stromdichte unter den Bürsten, d. h. von dem Strom pro Quadratzentimeter, von dem Auflagedruck und von der Umfangsgeschwindigkeit des Kommutators abhängig. Der Einfluß des Auflagedrucks ist, falls man sich in den üblichen Grenzen von 80 bis 150 g/c² hält, ebenso derjenige der Umfangsgeschwindigkeit,

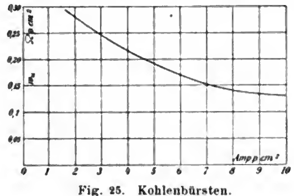


Fig. 25. Kohlenbürsten.

Fig. 26. Kupferbürsten.

sofern sie größer als 2 m/Sek. ist, praktisch vernachlässigbar. Für die Berechnung von w_k können obenstehende Kurven (Fig. 25 und 26) benützt werden, welche den Bürstenübergangswiderstand w_u pro c² Fläche für Kohlen- und Kupferbürsten darstellen. Analytisch kann man für Kohle nach Dettmar setzen:

$$w_u = \frac{0,46}{\sqrt{i_s}} - 0,035, \quad \ldots \ldots \quad 12)$$

falls i_s die Stromdichte pro c² Bürstenfläche bedeutet.

Es folgt nun[1]) nach Fig. 26a

$$w_k = \frac{4\, w_u}{\text{Gesamte Bürstenfläche F}} \qquad 13)$$

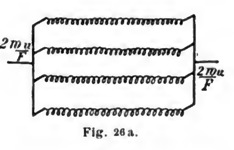


Fig. 26a.

Dazu schlage man noch 10 % für den Widerstand in der Bürste und den Zuleitungen zu den Klemmen, falls man es nicht vorzieht, diese Widerstände direkt auszurechnen, d. h. man setzt

$$w_k = \frac{4,4\, w_u}{F} \quad \ldots \ldots \ldots \quad 14)$$

Der gesamte Ohmsche Abfall $\Delta = J_a (w_a + w_k)$ einer Maschine ist in Prozenten von E_k etwa

KW	1	10	50	100	500
Δ bei 115 V	12%	8%	6%	5%	—
„ „ 550 „	10 „	7 „	5 „	4 „	3%

[1]) $J_a\, w_k$ ist übrigens sehr einfach $= 2\, w_u \,.\, i_s$.

Der Nebenschlußstrom J_n ist ebenfalls schätzungsweise in Prozent des Nutzstromes J nachstehend angegeben.

KW	0,1	1	10	50	100	500
J_n	15%	8%	5%	3%	2,7%	2% von J
J_a	1,15	1,08	1,05	1,03	1,027	1,02 × J

12. Klemmenspannung.

Für die Seriendynamo (Fig. 27) gilt ganz entsprechend[1]) der Gl. 4)

$$E_k = E - (J\, w_a + J\, w_k + J\, w_s) \quad . \; . \; . \; . \; . \quad 15)$$

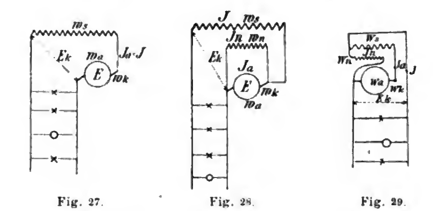


Fig. 27. Fig. 28. Fig. 29.

und für die Compounddynamo (Fig. 28)

$$E_k = E - (J_a\, w_a + J_a\, w_k + J\, w_s) \quad . \; . \; . \; . \; . \quad 16)$$

$$J_n = \frac{E_k + J\, w_s}{w_n + w_v} \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 17)$$

oder (Fig. 29)

$$E_k = E - (J_a\, w_a + J_a\, w_k + J_a\, w_s) \quad . \; . \; . \; . \; . \quad 18)$$

$$J_n = \frac{E_k}{w_n + w_v} \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 19)$$

---

[1]) Der Abfall in Serienmaschinen kann gleich dem 1,5- bis 2fachen der in obiger Tabelle für Nebenschlußmaschinen angegebenen Werte, in Compoundmaschinen etwa gleich dem 1,2- bis 1,5fachen gesetzt werden.

IV. Ankerwicklungen.

13. Allgemeines über Ankerwicklungen.

Vergleich der Wickelarten.

Die weitaus verbreiteste Wickelanordnung ist heutzutage die Trommel, nur noch selten findet man die Ringwicklung (Fig. 30). Die Wicklung

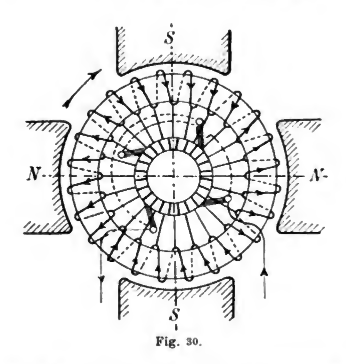


Fig. 30.

wird in der Regel in Nuten und zwar in möglichst offene (Fig. 31) eingelegt und mit Hilfe von Bandagen (Fig. 32) oder Holzkeilen (Fig. 31a) festgehalten. Nahezu oder gar ganz geschlossene Nuten (Lochanker) sind

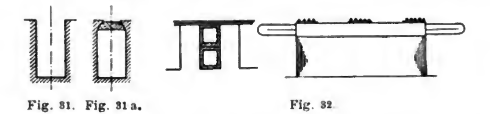


Fig. 31. Fig. 31 a. Fig. 32

ganz selten anzutreffen. Für kleinere Stromstärken werden runde Drähte verwendet, von etwa 10 bis 15 qmm ab ist stets Stabwicklung zu empfehlen.

Stärkere Drähte als solche von 3—4 mm Φ sollte man zur Ankerwicklung nicht verwenden. Kann man bei Querschnitten über 10 bis 12 qmm keine Stabwicklung wählen, so benütze man mehrere parallele Drähte. Vierkantdrähte geben wohl bessere Raumausnutzung, aber sind aus wickeltechnischen Gründen nicht anzuraten. Sowohl die Draht- als die Stabwicklungen werden in der Regel als einzelne Spulen mit zwei oder mehr Ausführungen zum Kommutator auf Holz- oder Metallformen präzis hergestellt und als fertige Spulen in den Ankerkörper eingelegt (Schablonen- oder Maschinenwicklung). Nur bei zweipoligen Typen findet man noch vielfach Handwicklung, da Schablonenwicklung nur bei verkürztem Schnitt (< Polteilung), bei sog. Sehnenwicklung in diesem Falle bequem ausführbar ist.

Die Ringwicklung läßt sich nur von Hand aufbringen, die erwähnte Schablonenwicklung ist dabei nicht möglich. Bei kleinen Maschinen ist es sehr unvorteilhaft, daß die Ankerbleche für Ringwicklung innen frei liegen müssen, um die Wicklung durchziehen zu können; bei der Trommel kann man die Bleche direkt oder aber vermittels einer nur schwachen Nabe auf die Achse schieben, was einen kleineren Ankerdurchmesser ermöglicht und die Maschinen verbilligt[1]). Die inneren Leiter des Rings üben überdies magnetische Wirkungen auf die Nabe aus, die man deswegen nicht aus Gußeisen, sondern aus Messing wählen muß. Außerdem ist bei gleichem aktivem Kupfer von der Länge l_a (Fig. 23 und 24) die gesamte erforderliche Leiterlänge l_m in der Regel, namentlich bei nicht allzu schmalen Maschinen größer als bei der Trommel, wie dies eine Rechnung leicht ergibt.

Es ist nämlich der Wirkungsgrad einer Wicklung $\eta = \frac{l_a}{l_m}$ (Fig. 23 und 24), wobei man z. B. an Hand einer Vereinfachung der Gl. 10 und 11 annehmen kann, daß folgender Zusammenhang besteht (d = Ankerdurchmesser, 2 p = Polzahl),

für eine 2polige Trommel: $l_m = l_a + 1{,}2\,d$,

für einen 2poligen Ring: $l_m = 2\,(l_a + l_r) = 2\,l_a + 0{,}9\,d$,

für eine 2 p-polige Trommel: $l_m = l_a + 1{,}3\,\frac{\pi d}{2p}$,

für einen 2 p-poligen Ring: $l_m = 2\left(l_a + \frac{\pi d}{6p}\right)$.

Damit ergeben sich folgende Wicklungswirkungsgrade η_t (Trommel) und η_r (Ring):

[1]) Diese Behinderung in der Wahl des Ankerdurchmessers kommt hauptsächlich bei kleinen Maschinen in Frage.

$$2\text{polig}: \ \eta_t = \frac{1}{1 + 1{,}2\,\frac{d}{l_a}}; \quad \eta_r = \frac{1}{2 + 0{,}9\,\frac{d}{l_a}},$$

$$2\,p\text{-polig}: \ \eta_t = \frac{1}{1 + \frac{2}{p}\,\frac{d}{l_a}}; \quad \eta_r = \frac{1}{2 + \frac{1{,}1}{p}\,\frac{d}{l_a}}.$$

Die Ausdrücke sind in nachstehender Tabelle für $p = 1$, 2 und 6 ausgewertet; die mit einem * versehenen Verhältnisse l_a/d sind aus anderen Gründen die empfehlenswertesten (l_a/d ist zweckmäßig 0,9/p bis 2,0/p):

2polig.

$\frac{l_a}{d}$	η_t	η_r
	%	%
0,1	7,7	9,1
0,5	20,4	26,3
1,0*	45,4	34,5
1,5*	55,5	38,5
2,0*	62,5	40,8

4polig.

$\frac{l_a}{d}$	η_t	η_r
	%	%
0,1	9,1	18,3
0,3	23,1	26,1
0,5*	33,3	32,8
1,0*	50,0	39,2
1,5	60,0	42,3
2,0	66,6	44,0

12polig.

$\frac{l_a}{d}$	η_t	η_r
	%	%
0,05	13,0	17,6
0,1*	23,1	26,1
0,2*	37,5	34,3
0,3*	47,4	38,3
0,5	60,0	42,3
1,0	75,0	45,8
2,0	85,7	48,0

Namentlich bei größeren, in der Praxis üblichen Breiten ist also die Trommel wirtschaftlicher. Aber das inaktive Material ist beim Ring noch aus einem anderen Grunde ungünstiger als bei der Trommel; die gesamte Windung liegt beim Ring auf dem Eisen und deshalb ist die Selbstinduktion bei sonst gleicher Länge beim Ring größer als bei der Trommel, so daß der Ringanker schlechter kommutiert oder mehr zu Funkenbildung neigt als die Trommel (siehe bei Funkenbildung). Man kann allerdings beim Ring die Lamellenzahl $k =$ der Drahtzahl Z machen, während bei der Trommel das Maximum $k = \frac{Z}{2}$ ist.

Nachteile des Trommelankers sind:

Zwischen zwei nebeneinanderliegenden Leitern tritt die volle oder

nahezu volle Spannung E_k der Maschine (Fig. 33) auf, während beim Ring sich die Spannungsdifferenz (Fig. 34) nur auf die in einer Spule induzierte Spannung, also auf wenig mehr als $\frac{E_k}{Z/2p}$ beläuft[1]). Bei der Aufzeichnung der Wickelschemen bietet sich die beste Gelegenheit, diese Frage zu studieren. Die gesamte Baulänge des Ringankers ist kürzer

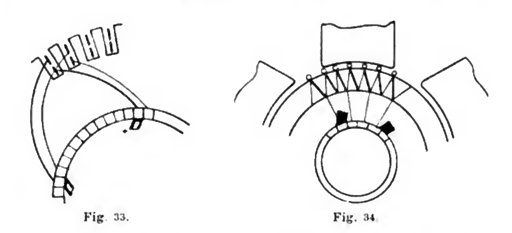


Fig. 33. Fig. 34.

als die der Trommel, was in gewissen Fällen, wo der Platz beschränkt ist, von Bedeutung wird. Die Reparatur des Ringankers, wenn z. B. nur eine Spule verletzt ist, ist einfacher als bei der Trommel mit zwei Wickellagen; überhaupt ist die Ringwicklung die Einfachheit selber.

14. Trommelwicklungen.

a) Einteilung der Trommelwicklungen.

Die Trommelwicklungen lassen sich einteilen in:

1. Knäuelwicklungen (Fig. 35), die von Hand als Durchmesser d oder Sehne s (Fig. 36) aufgebracht werden;

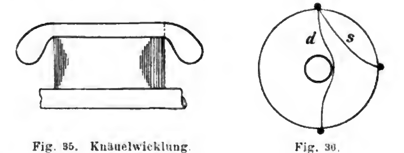


Fig. 35. Knäuelwicklung. Fig. 36.

[1]) E_k Klemmenspannung, Z totale Leiter, $2p$ = Polzahl. Die meisten älteren Hochspannungsmaschinen von Thury, Schuckert, Oerlikon für 1000 bis 4000 Volt, sowie die Bogenlampenmaschinen (Brushtype) sind wegen der geringen Spannung zwischen Nachbarleitern als Ringanker ausgeführt worden. Neuerdings verwendet aber Thury auch für Hochspannung mit Erfolg Trommelwicklungen.

2. Seitenwicklungen (Fig. 37 bis 38a);
3. Mantel- oder Faßwicklungen (Fig. 23, 31 und 39).

Die erste Art ist nicht so betriebsicher wie die beiden anderen, ventiliert auch schlechter. Nr. 3 ist wohl die empfehlenswerteste Wickel-

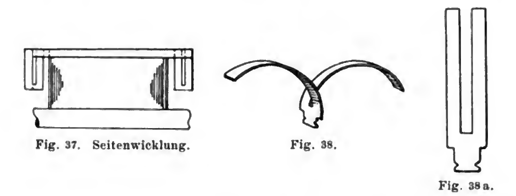


Fig. 37. Seitenwicklung. Fig. 38. Fig. 38a.

art, sie ventiliert am besten, liefert allerdings meist etwas größere Gesamtankerlängen als 2 und 1.

Der Raum, den die Ankerwicklung einnimmt, kann als Summe von Kupfer und Isolation sowie Luft aufgefaßt werden. Das Verhältnis des Kupferquerschnitts in einer Nut zum totalen Nutquerschnitt heißt Füllungsfaktor. Er variiert von 0,10 bei vielen dünnen Drähten bis etwa 0,7

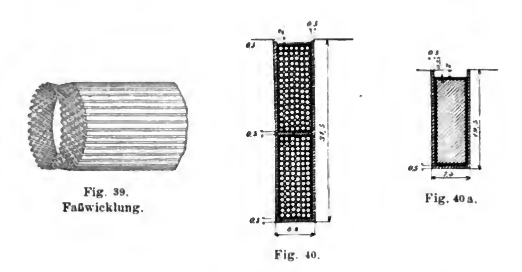


Fig. 39. Faßwicklung. Fig. 40. Fig. 40a.

bei Stabwicklung. Für die Nut (Fig. 40) mit 6×32 Drähten von 0,8 mm Durchmesser besponnen, 0,5 mm blank ist er z. B.

$$\frac{32 \,.\, 6 \,.\, 0{,}2}{6{,}8 \times 31{,}5} = 0{,}18,$$

dabei entsteht

$$6{,}8 \text{ mm aus } 2 \times 0{,}5 + 6 \times 0{,}8 + 0{,}35 \times 2 + 0{,}3 \text{ (Toleranz)},$$

und 31,5 mm aus

$$3 \times 0{,}5 + 32 \times 0{,}8 + 0{,}35 \times 4 + 2 \text{ (Bandagenraum)} + 1 \text{ (Toleranz)}.$$

(Die Spulen sind mit einer Dicke = 0,35 mm umwickelt.) Für Fig. 40a ist der Nutfüllungsfaktor[1])

$$\frac{6 \times 15}{7{,}5 \times 19} = 0{,}62.$$

Die in Fig. 41 und 42 angedeuteten Isolationsdicken, welche in der Folge benützt werden, sind etwa von folgender Größe: a = 0,5 mm, b = 0,65, c = 0,35, d = doppelte Umspinnung, für dünne Drähte 0,3 mm, für dicke bis 0,6 mm. Bei hohen Spannungen sind die Maße manchmal

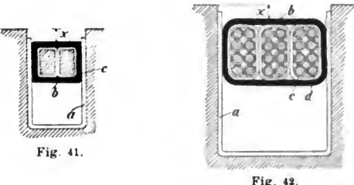


Fig. 41. Fig. 42.

größer, bei Niederspannung wohl auch kleiner. Die Wickeltoleranz in der Höhe soll 1 bis 2 mm, in der Breite 0,3 bis 0,6 mm sein. x ist entweder gleich der Dicke des Holzkeils (2 bis 4 mm) oder bei Bandagen etwa 1 bis 3 mm. Zwischen die oberen und unteren Spulenseiten lege man eine Isolationsdicke von 0,5 bis 1 mm, auch oben lege man zum Abschluß der Wicklung gegen die Bandagen oder den Holzkeil eine Isolation von 0,5 bis 1 mm Dicke auf. Bei glatten Ankern klebt man auf das Anker-

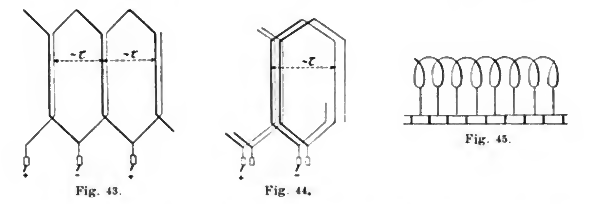


Fig. 43. Fig. 44. Fig. 45.

eisen eine Isolation von 1 bis 2 mm, bei zwei Lagen zwischen diese ebenfalls 0,5 bis 1 mm.

[1]) Hobart gibt in Traction and Transmission Oktober 1902, S. 104, Kurven des Nutfüllungsfaktors (space factor) in Abhängigkeit der PS:

2	5	20	100 PS
0,12 ÷ 0,22	0,18 ÷ 0,3	0,28 ÷ 0,41	0,35 ÷ 0,54

b) Vergleiche zwischen Schleifen- und Wellenwicklung.

Die Trommelwicklungen zerfallen in
Wellenwicklungen (Reihen- oder Serienwicklungen) und
Schleifenwicklungen (Parallelwicklungen).

Das Charakteristische für die Wellenwicklung (Fig. 43) ist ihr Vorwärtsschreiten unter allen Polen weg, je um etwa eine Polteilung $\tau = \frac{D\pi}{2p}$, während die Schleifenwicklung (Fig. 44) wie der Ring (Fig. 45) in direkt aneinander gereihten Schleifen weiter schleicht, d. h. man geht bei der Schleifenwicklung zunächst um etwa eine Polteilung vorwärts, geht aber dann wieder eine etwas kleinere (oder größere) Strecke zurück. An einer ausgeführten Trommel mit in zwei Lagen gewickelten Stirnverbindungen kann man nach Art der Biegung der letzten auf einen Blick sehen, ob es sich um Wellenwicklung (Fig. 46, vorn und hinten

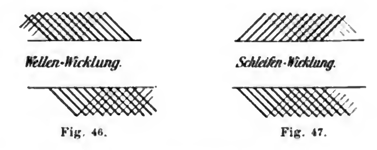
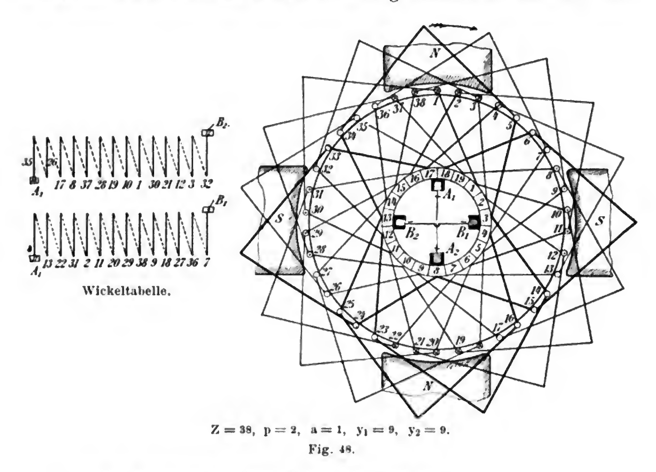


Fig. 46. Fig. 47.

sind die oben liegenden Stirnverbindungen parallel gerichtet) oder Schleifenwicklung handelt (Fig. 47, die Stirnverbindungen vorn und hinten stehen annähernd senkrecht zueinander). Während sich die Stromzweige der Wellenwicklung sämtlich über alle Pole verteilen, gehört bei Schleifen- und gewöhnlicher Ringwicklung zu jedem Polpaar ein in sich abgeschlossenes Stromzweigpaar. Im ersten Falle sind 2, 4 ... bis 2p und sogar mehr als 2p parallele Ankerzweige 2a möglich, im zweiten ist in der Regel $2a = 2p$. Die einfache Wellenwicklung mit zwei parallelen Ankerzweigen bei beliebiger Polzahl ist (Fig. 48 und 49) eine in sich geschlossene Wicklung, welche durch die Bürsten in die zwei Zweige geteilt wird, die in der Wickeltabelle getrennt wiedergegeben sind [1]). Die Bürsten sitzen da, wo die elektromotorischen Kräfte der zwei

[1]) In Fig. 48 ist die Richtung der induzierten elektromotorischen Kräfte so angedeutet, daß die Leiter der nach oben gerichteten elektromotorischen Kräfte einen Punkt, die mit nach unten gerichteten ein Kreuz erhalten, die nicht induzierten Leiter sind leer. In Fig. 49 ist die Richtung der elektromotorischen Kräfte direkt durch Pfeile gegeben. Die stark schraffierten Bürsten sind unbedingt im Minimum erforderlich, die übrigen können weggelassen werden. Die Stäbe sind im Schema und in der Wickeltabelle gleich numeriert.

Zweige gegeneinander wirken und wo dann die von beiden Zweigen kommenden Ströme gemeinsam nach außen abfließen können. Die Bürsten liegen auf Lamellen, die mit Stäben in der neutralen Zone, d. h. mit in den Pollücken liegenden Stäben verbunden sind; die einzelnen Bürstensätze sind mindestens eine Polteilung voneinander entfernt. Die



Wickeltabelle.

$Z = 38,\ p = 2,\ a = 1,\ y_1 = 9,\ y_2 = 9.$

Fig. 48.

Zu Fig. 48: Kurzgeschlossene Kreise bei 2 Bürsten:

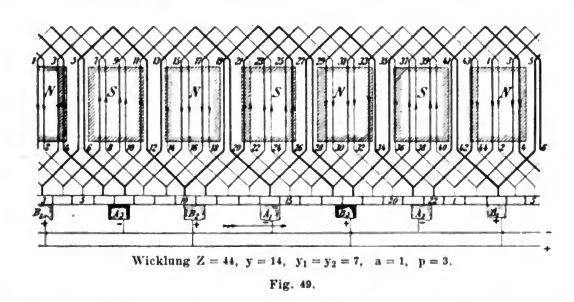
1) $B_2 - L\,13 - 34 - 5 - L\,3 - B_1$

2) $B_1 \begin{matrix} \nearrow L\,3 - 14 - 23 - L\,12 \searrow \\ \searrow L\,4 - 16 - 25 - L\,13 \nearrow \end{matrix} B_2$

3) $A_1 \begin{matrix} \nearrow L\,17 - 33 - 24 \searrow \\ \searrow L\,18 - 6 - 15 \nearrow \end{matrix} L\,8 - A_2.$

Bürsten schließen jeweils eine oder mehrere Spulen kurz, die z. B. in der Wickeltabelle zu Fig. 48 angegeben sind. Bei der einfachen Wellenwicklung kann man den Strom unabhängig von der Polzahl vermittels nur zweier Bürstensätze, z. B. $+ A_2$ und $- B_1$ in Fig. 48 abnehmen, da an diesen stets die zwei Anfänge und die zwei Enden der zwei Ankerzweige angeschlossen liegen. Diese zwei Bürstensätze können beliebig 1, 3, 5, 7 Polteilungen auseinanderliegen. Legt man noch weitere Bürstensätze auf, z. B. $+ A_1$ und $- B_2$, so wird der Strom des einen Zweiges durch $+ A_2$, der des anderen Zweiges durch $+ A_1$ abfließen. Die einzelnen Bürstensätze sind je durch eine Ankerspule, die in der neu-

tralen Zone liegt und also keine nennenswerte elektromotorische Kraft und keinen großen Widerstand enthält, leitend miteinander verbunden. Der Ankerstrom verteilt sich auf die einzelnen positiven und negativen Bürstensätze umgekehrt wie die Uebergangswiderstände an den einzelnen Sätzen. Sind diese verschieden gut eingelaufen, so werden einzelne Bürsten überlastet, andere entlastet und die Maschine neigt zu Funkenbildung;



Wicklung Z = 44, y = 14, $y_1 = y_2 = 7$, a = 1, p = 3.

Fig. 49.

das ist besonders bei Kohlenbürsten, die an sich größeren Uebergangswiderstand als Kupferbürsten haben, der Fall. Es ist deshalb ratsam, abgesehen von Gründen, die gelegentlich der Kommutierungsbedingungen erörtert werden, möglichst die Spindelzahl $2 p_s =$ der Polzahl $2 p$ zu machen. Der Umstand, auch eine Spindelzahl $2 p_s$ zwischen 2 und $2 p$ wählen zu können, läßt sich indes hin und wieder vorteilhaft ausnützen: An schwer zugänglichen Stellen (unten) kann man ein oder zwei Bürstensätze weglassen; auch bei vielen nahe beieinanderliegenden Sätzen ist es eventuell empfehlenswert, an leicht zugänglicher Stelle einen Satz wegzulassen, um den Kommutator bequem reinigen zu können. Besonders an den Bürsten, die beiderseits etwa unter 45° nach oben liegen, beobachtet man bei etwas funkenempfindlichen Maschinen, daß abbröckelnde Kohlenpartikelchen ein Ueberspringen von glühender Kohle zum nächsten Halter erzeugen, weshalb man diese Bürsten (1) und (2) manchmal besser wegläßt (Fig. 50).

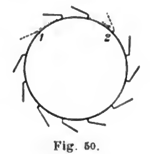


Fig. 50.

Bei der Schleifenwicklung und Ringwicklung müssen für gewöhnliche Wickelverhältnisse so viele Bürstensätze wie Pole gewählt werden, da jedes Ankerzweigpaar auf ein Polpaar beschränkt bleibt und für sich seinen Strom ins Netz liefert. Ebenso wie bei Wellenwicklung mit mehr als zwei Spindeln werden auch hier alle + Spindeln und alle — Spindeln

je mit einer gemeinsamen Sammelschiene verbunden. Läßt man bei der vierpoligen Schleifenwicklung (Fig. 51), die an sich pro Bürstensatz 120 Amp., also total 2×120 Amp. liefert, zwei Sätze weg, so ändert sich die innere Stromverteilung derart, daß ein Zweig 180 Amp. bei voller Spannung E_k liefern muß und die drei anderen nur 60 Amp. bei teilweise neutralisierten Spannungen, während bei normalen Verhältnissen jeder Zweig 60 Amp. bei voller Spannung liefert. Ist der Widerstand pro Zweig w', so ist bei zwei Bürstensätzen der innere Abfall

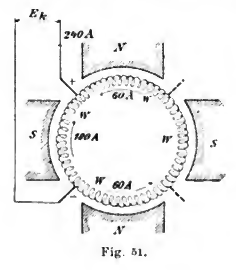


Fig. 51.

$$180\ w' = 3 \cdot 60\ w'$$

und die Verluste im Kupfer

$$60^2 \cdot 3\ w' + 180^2 \cdot w' = 36\,000\ w'.$$

bei vier Bürstensätzen dagegen nur

$$4 \cdot 60^2\ w' = 14\,400\ w'.$$

Die Maschine hat also beim Betrieb mit reduzierter Spindelzahl sehr große innere Verluste, sie wird unzulässig heiß werden und funken.

Bei Schleifenwicklung wird in einem bestimmten Augenblick die elektromotorische Kraft zwischen zwei Bürsten nur durch Stäbe, die unter einem Polpaar liegen, nicht von allen Polpaaren gemeinsam wie bei der Wellenwicklung, geliefert. Ist also ein Polpaar magnetisch stärker als ein anderes, so erzeugt es eine größere elektromotorische Kraft, und so ist es möglich, daß die elektromotorischen Kräfte zwischen den einzelnen Bürstensätzen verschieden groß werden. Da alle +- und — Sätze je untereinander verbunden sind, so muß das zu einem eigenartigen Spannungs- und Stromausgleiche innerhalb der Maschine, d. h. zu einer verschiedenen Belastung der einzelnen Zweige und der verschiedenen Bürstensätze führen, was schließlich Funkenbildung veranlaßt. Die Ankerzweige vertauschen allerdings ihre Rolle pro Umdrehung einmal vollständig, aber die einseitige Bürstenbeanspruchung bleibt dauernd bestehen.

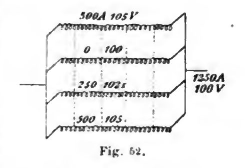


Fig. 52.

In Fig. 52, einer 4poligen Schleifenwicklung ($2a = 4$) ist für einen bestimmten Augenblick angenommen, daß im I. Zweig eine elektromotorische Kraft = 105 Volt, im II. 100 Volt, im III. $102\frac{1}{2}$ Volt, im IV. 105 Volt induziert werde. Das Netz benötige 1250 Amp., der Widerstand pro Zweig sei 0,01 Ω; dann liefert Zweig I 500 Amp., Zweig II 0 Amp., Zweig III 250 Amp., Zweig IV 500 Amp. bei einer Klemmenspannung

$$105 - 500 \cdot 0.01 = 102.5 - 250 \cdot 0.01 = 100 - 0 \cdot 0.1 = 100\ \text{Volt.}$$

Bei gleicher Verteilung würde jeder Zweig 320 Amp. erzeugen und die elektromotorische Kraft müßte in allen Zweigen 103,2 Volt sein. Die Kupferverluste im Anker sind bei ungleicher Verteilung

$$500^2 . 0{,}01 + 250^2 . 0{,}01 + 500^2 . 0{,}01 = \backsim 5620 \text{ Watt,}$$

bei gleicher Verteilung

$$4 . 320^2 . 0{,}01 = 4100 \text{ Watt.}$$

Bei Leerlauf, d. h. beim Netzstrom Null, würden in der Maschine bereits innere Ströme verlaufen, nämlich

$$\text{in Zweig I: } \frac{1{,}9}{0.01} = \backsim 190 \text{ Amp. abgebend (Dynamo),}$$

$$\text{in Zweig II: } \frac{3{,}1}{0{,}01} = \backsim 310 \text{ Amp. aufnehmend (Motor),}$$

$$\text{in Zweig III: } \frac{0{,}6}{0{,}01} = \backsim 60 \text{ Amp. aufnehmend (Motor),}$$

$$\text{in Zweig IV: } \frac{1{,}9}{0{,}01} = \backsim 190 \text{ Amp. abgebend (Dynamo).}$$

Die Summe aller Ströme muß natürlich Null sein. Dabei wird die Klemmenspannung $\backsim$ 103,1 Volt und die inneren Verluste

$$(190^2 + 310^2 + 60^2 + 190^2)\, 0{,}9 = \backsim 1720 \text{ Watt.}$$

c) Ausgleicher.

Die Ankerrückwirkung, die in dem mehr belasteten Zweig größer ist, gleicht allerdings die eben besprochene Erscheinung erheblich aus.

Ein Mittel zur Abhilfe besteht darin, daß man eine Reihe Punkte gleichen Potentials unter allen Polen durch Ringe (Ausgleicher) miteinander verbindet (Fig. 53 und 54), wodurch sich die Potentialdifferenzen in der Maschine ausgleichen und nicht die Bürsten die verschiedenen Ströme führen müssen. Der Ausgleich durch die Ringe erfolgt, da die variablen Potentiale jeden Augenblick wechseln, durch Wechselströme, die an sich dämpfend wirken. Der Ausgleich bedingt allerdings auch Verluste, die Funkenbildung wird aber völlig hintangehalten. Es ist also trotz der Ausgleicher ratsam, magnetische Unsymmetrien in der Fabrikation möglichst zu vermeiden. Je nachdem man 3, 4 ... n_a Anschlüsse pro Polpaar an 3, 4 ... n_a Ringe ausführt, spricht man von 3, 4 ... n_a-phasigen Ausgleichern (Equalizer); n_a ist nicht zu klein zu wählen (5 bis 12). Sollen Ausgleicher, die Punkte vollständig gleichen Potentials verbinden,

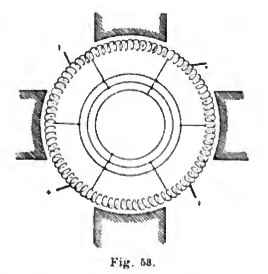


Fig. 53.

möglich sein, so muß $\frac{Z}{2p}$ ohne Rest teilbar sein, ebenso $\frac{Z}{n_a}$. Nicht ganz symmetrische Punkte zu verbinden, ist nicht empfehlenswert.

Will man aus irgend einem Grunde bei Schleifenwicklung weniger als 2 p Bürstensätze anwenden, so kann das nur dadurch geschehen, daß man alle Spulenenden bezw. Kommutatorsegmente gleichen Potentials, die zu den verschiedenen Polpaaren gehören, untereinander verbindet



Fig. 54.
Ausgleicher der General Electric Co. Schenectady

(Fig. 55; innerhalb des Kommutators[1]). Diese (sog. Mordey- oder Aequipotential-) Verbindungen kann man zudem gerade wie die Ausgleichsringe als Ausgleicher benützen, auch wenn $p_s = p$ ist.

Handelt es sich rein um Ausgleichsverbindungen, so braucht man nicht alle Segmente mit Anschlüssen zu versehen, sondern z. B. nur das 1., 3., 5. . . . etc. (Fig. 56, worin jedes andere Segment verbunden ist). Bei reduzierter Bürstenzahl ist das jedoch nicht empfehlenswert. Be-

[1]) Die Verbindungen kann man auch auf der Vorder- oder Rückseite zwischen die Spulenenden legen.

dingung für die Möglichkeit der Anbringung von Ausgleichsverbindungen ist, daß $\frac{Z}{2p}$ ohne Rest teilbar ist; überspringt man einzelne Polpaare, so genügt es auch, wenn $\frac{2Z}{2p}$, $\frac{3Z}{2p}$ . . . ohne Rest teilbar ist.

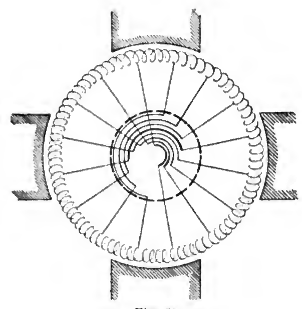


Fig. 55.

d) Reihenparallelschaltung.

Die bis jetzt betrachteten Wellenwicklungen hatten nur zwei Ankerzweige $a = 1$; man durchläuft bei solchen reinen Wellenwicklungen

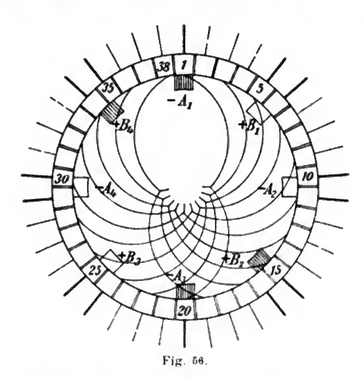


Fig. 56.

$\frac{Z}{2}$ Stäbe, bis man von einer +- zu einer —Bürste kommt, und zwar findet man zwei parallele Wege. Die Wellenwicklung läßt sich aber auch mit

beliebiger Zahl (2 a) paralleler Zweige wickeln, es hängt das im wesentlichen von der Nutzahl und vom Wickelschritt ab; der ganze Charakter bleibt derselbe. Geht man von einer + Bürste aus, so erreicht man

Fig. 57.

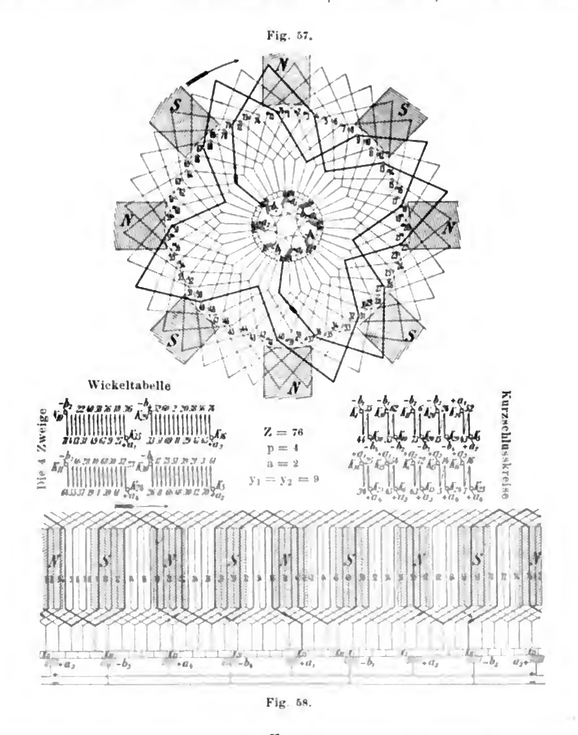


Fig. 58.

schon nach dem Durchlaufen von $\frac{Z}{2a}$ Stäben eine — Bürste und hat dabei das ganze Magnetfeld durchlaufen[1]). Es gibt in diesem Falle 2 a parallele Wege. Ueberdeckt ein Bürstensatz je nur ein Kommutatorsegment,

[1]) Geht man von einer + Bürste aus, so rückt man mit jedem Weiterschreiten der Wicklung um $\frac{a}{p}$ Leiterentfernungen im Magnetfelde vorwärts und bestreicht somit bis zur — Bürste das ganze Magnetfeld.

so läßt sich aus dem Wickelschema (Fig. 57 und 58) leicht erkennen, daß man mindestens 2 a Bürstenspindeln anbringen muß[1]). Sieht man mehr vor, maximal 2 p, was stets anzuraten ist, so verteilt sich der Strom auf die verschiedenen parallelen Sätze, die jeweils durch eine in der neutralen Zone liegende Spule verbunden sind, entsprechend dem reziproken Werte der Bürstenübergangswiderstände. Macht man jeden Bürstensatz $\geq$ a Segmente dick, so kann man alle Sätze bis auf 2 weglassen. Solche dicke Bürsten sind aber bei a $>$ 2 bis 3 kaum mehr empfehlenswert; auch sind Maschinen mit wenig Spindeln wesentlich funkenempfindlicher. Statt so dicke Bürsten zu verwenden, kann man einfach die einzelnen Bürsten eines Satzes etwas gegeneinander staffelförmig versetzen (Fig. 59).

Symbolisch läßt sich die mehrfache Wellenwicklung, die Reihenparallelschaltung (Serienparallelschaltung von Arnold) durch die Fig. 60 und 61[2]) darstellen. Im ersten Fall ist die ganze Wicklung in sich ein-

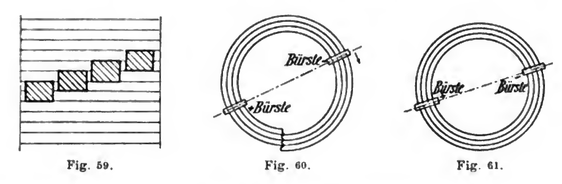


Fig. 59. Fig. 60. Fig. 61.

mal geschlossen; denkt man sich also alle Bürsten abgehoben, so kann man die ganze Wicklung vollständig durchlaufen, bis man wieder auf den Ausgangspunkt zurückkommt. Ist die Wicklung m mal geschlossen (Fig. 61), so kommt man schon nach Durchlaufen von $\frac{Z}{m}$ Stäben wieder auf den Ausgangspunkt zurück. Es liegen m einzelne Wicklungen, den ganzen Umfang bestreichend, nebeneinander. Die Zahl der Schließungen hängt bei gegebenem a und p von der Nutzahl und vom Wickelschritt ab. Die charakteristischen Merkmale der einfachen Wellenwicklung, daß jeder Ankerzweig über alle Pole verteilt ist, also von magnetischen Unsymmetrien wenig beeinflußt wird, und anderseits die selektive Kommutation[3]) bleiben für die Reihenparallelschaltung ohne weiteres bestehen.

Die Eigenschaft der Wellenwicklung, daß sich namentlich bei großer Polzahl die Ströme auf die einzelnen Bürstensätze ganz ver-

[1]) Sofern man ununterbrochen aus allen Zweigen Strom entnehmen will.

[2]) Nach Eichberg. In Fig. 61 ist $m = 4$.

[3]) Ungleiche Stromverteilung auf die Bürstensätze.

schieden verteilen, wodurch Funkenbildung auftritt, und daß magnetische Unsymmetrien doch nicht ganz ohne Einfluß sind[1]), läßt es wünschenswert erscheinen, auch bei dieser Wickelart Aequipotentialverbindungen oder Ausgleicher anzubringen, die meist als Bügel von einer Länge gleich der doppelten, vierfachen... Polteilung ausgeführt werden (Fig. 55 und 56). Es lassen sich aber auch Ausgleichsringe wie bei Schleifenwicklung vorsehen. An sich eignet sich jedoch die Wellenwicklung sehr schlecht zu Ausgleichsverbindungen, da nur in ganz wenig Fällen $\frac{Z}{2p}$ ohne Rest teilbar sein kann. Ein von Arnold ersonnener Ausweg ist später angegeben.

Zur Veranschaulichung der Wellenwicklung sei noch bemerkt, daß eine 2p-polige Wellenwicklung mit $a = 1$ äquivalent ist einer 2poligen Schleifenwicklung. Eine Reihenparallelschaltung mit beliebigen a entspricht einer 2a-poligen Schleifenwicklung.

e) Darstellung der Wicklungen.

Die Darstellung der Wicklungen kann in verschiedener Weise geschehen; in Fig. 48 und 57 ist ein kreisförmiges Schema gezeichnet, worin nur die Stirnverbindungen ganz und die eigentlichen Leiter im Schnitt zu sehen sind. Die Stirnverbindungen der Kommutatorseite sind nach innen, die rückwärtigen nach außen gezeichnet. Die Stäbe, in denen elektromotorische Kräfte nach oben induziert werden, haben einen Punkt, diejenigen mit nach unten gerichteten elektromotorischen Kräften einen Pfeil (Kreuz). Die Nord- und Südpole sind abwechselnd mit N und S bezeichnet. Die Bürsten sitzen auf Segmenten, die mit Ankerleitern verbunden sind, welche in der neutralen Zone, d. h. möglichst genau in der Mitte zwischen zwei Polspitzen in der Pollücke liegen; die elektromotorischen Kräfte und Ströme zweier Ankerzweige müssen an der betreffenden Stelle gegeneinanderstoßen und damit ihren gemeinsamen Ausgang durch die Bürsten finden. An den + Bürsten fließt der Strom nach außen, an den — Bürsten kehrt er zurück. Je alle +- und alle — Bürsten sind durch Sammelringe verbunden. Sehr übersichtlich sind die abgewickelten, in eine Ebene ausgebreiteten Schemen (Fig. 49 und 58), die keiner weiteren Erklärung bedürfen. Es ist gedacht, daß immer zwei benachbarte Stäbe in einer Nute übereinanderliegen, so daß zwei Wickellagen entstehen. Die stark schraffierten Bürsten (Fig. 48 etc.) sind unbedingt erforderlich, während die weiteren, schwach schraffierten Bürsten nur zweckmäßigerweise angebracht werden.

Die Wicklung (Fig. 48) läßt sich auch in einer Wickeltabelle

[1]) Sobald die einzelnen parallelen Zweige ungleiche elektromotorische Kräfte haben, treten wie bei der Schleifenwicklung Ausgleichströme auf.

darstellen, die angibt, wie die Stäbe hintereinander zu verbinden sind (L heißt Lamelle, alle anderen Zahlen sind die induzierten Stäbe):

A_1 — L 18 — 35 — 26 — 17 — 8 — 37 — 28 — 19 — 10 — 1 . . .

Uebersichtlich wird die Wickeltabelle in der Darstellung Fig. 48, woraus die zwei parallelen Kreise derselben Figur sehr deutlich zu ersehen sind. Wichtig ist noch die Angabe der durch die Bürsten kurz geschlossenen Spulen bezw. Kreise, die ebenfalls in Fig. 57 angefügt sind. Bei Schleifenwicklungen schließt ein Bürstensatz die Spulen, die unter einem Polpaar liegen, für sich kurz; bei Wellenwicklungen

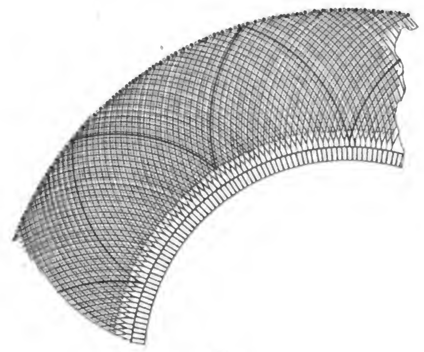


Fig. 62.

mit so viel Spindeln wie Polen geht der Kurzschluß durch zwei gleichnamige Bürstensätze nach den außen liegenden Sammelschienen. Der Kurzschluß kann sich gemeinsam über eine Reihe in Serie geschalteter Spulen unter verschiedenen Polpaaren erstrecken. Sind nur 2 bezw. allgemein 2 a Bürstensätze vorhanden, so schließt auch ein Bürstensatz allein die Spulen kurz, dabei erstreckt sich aber der Kurzschluß auf p Spulen, die über den ganzen Umfang verteilt liegen. Eine Darstellung, die sich besonders für glatte Anker mit Seitenwicklung eignet, ist aus Fig. 62 ersichtlich, worin alle ausgezogenen Stirnverbindungen auf der Kommutatorseite, die dünnen rückwärts liegen.

f) Wickelformeln.

y_1 sei der Wickelschritt auf der Kommutatorseite, d. h. die Zahl der Leiter (= Spulenhälften), um welche die Wicklung weiter schreitet, und y_2 der Wickelschritt auf der hinteren Seite. Bei der Schleifen-

wicklung (Fig. 63) ist y_2 negativ, d. h. man schreitet auf der hinteren Seite annähernd wieder so viel zurück, als man auf der Kommutatorseite vorwärts geschritten ist. Bei der Wellenwicklung (Fig. 64) addieren sich y_1 und y_2, sie schreiten beide vorwärts. y_1 und y_2 müssen je etwa gleich der Polteilung [1] $\frac{Z_w}{2p}$ sein. Der totale Schritt $y = y_1 \mp y_2$ ist bei der Schleifenwicklung meist 2, bei der Wellenwicklung $\backsim \frac{Z_w}{p}$. Sofern $\frac{Z_w}{2p}$ ohne Rest teilbar, kann man y_1 für Schleifenwicklung $= \frac{Z_w}{2p}$ machen und $-y_2 = y_1 \mp 2$. Ist $\frac{Z_w}{2p}$ nicht ohne Rest teilbar, so nimmt man für y_1 die nächst größere oder kleinere ganze Zahl, d. h. $y_1 = \frac{Z_w \pm b}{2p}$ und $y_2 = \frac{Z_w \pm b}{2p} \mp 2$. Man kann überhaupt b an sich beliebig groß, also auch $y_1 \gtrless \frac{Z_w}{2p}$, wählen, wodurch man Wickelschritte bekommt, die größer (+ b) oder kleiner (— b) als die Polteilung (Fig. 65) sind. b sollte

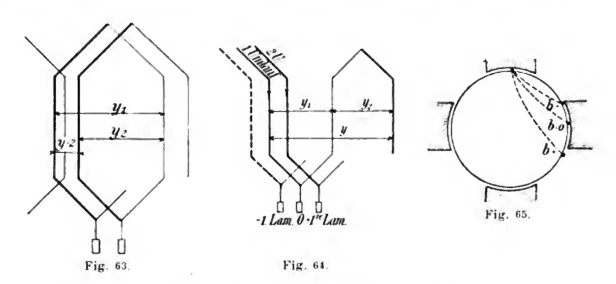


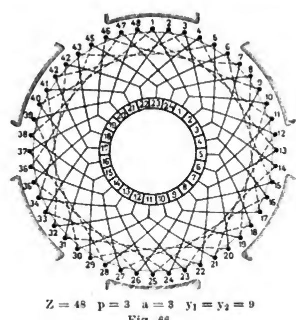
Fig. 63. Fig. 64. Fig. 65.

man jedoch bei solchen Wicklungen, die man Sehnenwicklungen (meist nur bei negativem b) nennt, nicht so groß nehmen, daß Ankerleiter unter den Polflächen liegen, während sie sich im Kurzschluß bei Stromumkehr befinden. y_1 und y_2 müssen ganze ungerade Zahlen sein. Soll es möglich sein, Ausgleichsringe oder Ausgleichsverbindungen anzubringen, so muß $\frac{Z_w}{2p}$ ohne Rest teilbar sein; bei nur teilweiser Anbringung von

[1]) Z_w ist im folgenden stets die für die Wicklung in Betracht kommende totale Leiterzahl des Ankers, d. h. es wird immer eine ganze Spulenhälfte mit beliebig vielen Windungen als ein Leiter aufgefaßt. In Fig. 63 vertausche y_1 y_2.

Ausgleichern kann es auch genügen, wenn $\frac{Z_w}{p}$ oder $\frac{2\,Z_w}{p}$, $\frac{3\,Z_w}{2\,p}$ ohne Rest teilbar ist.

Die einfache Wellenwicklung muß so verlaufen, daß man nach einem Wickelumlauf um die Maschine ein Segment (also entsprechend



$Z = 48 \quad p = 3 \quad a = 3 \quad y_1 = y_2 = 9$
Fig. 66.

zwei Leitern) gegenüber dem Ausgangspunkt vorwärts oder rückwärts geschritten ist (Fig. 64). Es muß somit sein

$$y = y_1 + y_2 = \frac{Z_w \pm 2}{p} \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 20)$$

Nach $\frac{Z_w}{2\,p}$ Umläufen um die ganze Maschine kommt man von dem Bürstensatz einer Polarität zum anderen Bürstensatz und nach $\frac{Z_w}{p}$ Umläufen schließt sich die Wicklung.

Ist $a > 1$ (Reihenparallelschaltung), so muß man nach einem vollen Umlauf in der Wicklung um $\pm$ a Lamellen vorwärtsgeschritten oder zurückgeblieben sein (Fig. 67), also ist der Gesamtschritt

$$y = y_1 + y_2 = \frac{Z_w \pm 2\,a}{p} \quad . \; . \; . \; . \; . \quad 21)$$

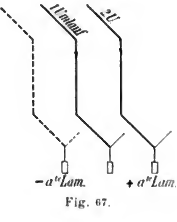


Fig. 67.

Dabei kommt man schon nach $\frac{Z_w}{2\,a\,p}$ Umläufen zur Bürste anderer Polarität, womit sich eben durch die Bürsten die Trennung in 2a parallele Zweige ergibt.

In Formel 20 und 21 muß y eine ganze gerade Zahl sein, y_1 und y_2 je eine ganze ungerade Zahl, y_1 und y_2 können verschieden sein. Ist

$y_1 < y_2$, so erhält man wie oben Sehnenwicklung, wobei der Wickelschritt kleiner ist als die Polteilung. Soll die Wicklung einfach[1]) geschlossen sein, was besonders dann empfehlenswert ist, wenn keine Ausgleicher vorgesehen werden, so muß Z_w und $\frac{y}{2}$ teilerfremd sein. Der Teiler gibt jeweils die Zahl der Schließungen. Fig. 66 gibt eine 3fach geschlossene Wicklung. Ist $\frac{k}{a}$ (k = Lamellenzahl), also $\frac{Z_w}{2a}$ und ferner $\frac{p}{a}$ nicht ohne Rest teilbar, so ist die Wicklung unsymmetrisch, d. h. die einzelnen Zweige haben variable Leiterzahl, also auch verschiedene elektromotorische Kräfte, die zu Ausgleichströmen und Funkenbildung Veranlassung geben. Man sollte auch möglichst vermeiden, mit der Zahl der Stromzweige 2 a über den Wert 2 p zu gehen. $\frac{a}{p} > 1$ wird zweckmäßig höchstens für Niederspannungsmaschinen von 2 bis 20 Volt verwendet.

Hat man mehr als einen Leiter pro Nut oder allgemeiner gesprochen mehrere Wickellagen, so hat man zwischen Wickelschritt (Leiterschritt)

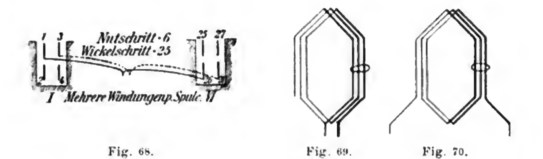


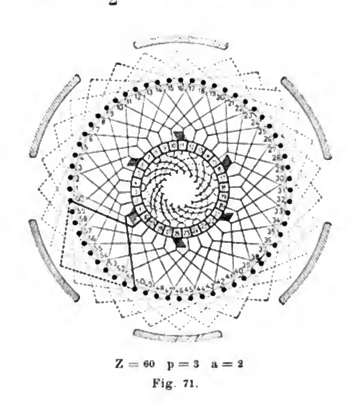
Fig. 68. Fig. 69. Fig. 70.

und Nutschritt zu unterscheiden. Liegen x Wickelelemente in der Nut, so ist der Nutschritt ungefähr $= \frac{y_1}{x}$ und $\frac{y_2}{x}$, siehe z. B. Fig. 68, in der der Wickelschritt = 25, der Nutschritt = 6 ist. Hat eine Spule mehrere Windungen (siehe Fig. 69 für Schleifenwicklung, Fig. 70 für Wellenwicklung), so wird desungeachtet die ganze Spule nur für 2 Leiter in die Wickelformeln eingesetzt.

---

[1]) Obgleich mit mehrfach geschlossenen Wicklungen durch innere Kurzschlüsse zwischen den unabhängigen Zweigen u. a. manchmal schlechte Erfahrungen erzielt wurden, so gibt es doch zahlreiche gut arbeitende Gleichstrommaschinen mit mehrfach geschlossenen Wicklungen. Ausgleicher sind dabei zu empfehlen. Es ist sehr ratsam, wenn eine einfach geschlossene Wicklung keine Ausgleicher zuläßt oder wenn sie unsymmetrisch würde ($\frac{p}{a}$ keine ganze Zahl), sich möglichst mit einer mehrfach geschlossenen Wicklung zu helfen.

Für die Ausgleicher, die als Bügel oder Ringe auch für Wellenwicklungen großer Polzahl ($p > 5$ bis 6) empfehlenswert sind, ist Bedingung, daß $\frac{p}{a}$ eine ganze Zahl, die Wicklung also symmetrisch und ferner $\frac{Z_w}{2p}$ ohne Rest teilbar ist. Das ist bei den meisten Wellenwicklungen, besonders bei den einfach geschlossenen mit $a < p$ nicht der Fall, so daß die Anbringung derselben nur in einer beschränkten Anzahl von Fällen möglich wäre, im wesentlichen nur für $p = a$ und in beschränktem Maße für $a = \frac{p}{2}$ (Verbindungen vom 1. zum 5., 9. . . . Pol),



$Z = 60 \quad p = 3 \quad a = 2$

Fig. 71.

$a = \frac{p}{3}$ (Verbindungen vom 1. zum 7., 13. . . . Pol) . . . Arnold umgeht diese Schwierigkeit dadurch, daß er nach Fig. 71 zur Wellenwicklung eine Schleife fügt, welche $\frac{Z_w}{2p}$ teilbar macht. Diese unregelmäßige Schleife ist natürlich für die Wickelei sehr unbequem. In Fig. 71 ist $p = 3$, $a = 2$; $Z_w = 58$ wird die Beziehung $y_1 + y_2 = \frac{58 \pm 4}{3} = 9 + 9$ befriedigen; fügt man noch 2 Leiter dazu, so wird $Z_w + 2 = 60$ durch p teilbar.

In gewissen Fällen, wo das Verhältnis $\frac{\text{Lamellenzahl}}{\text{Nutzahl}}$ bei mehr als 2 Wickelelementen pro Nut zur Befriedigung der Wickelformel Gl. 21 keine ganze Zahl sein kann, muß man eine oder mehrere t o t e

Spulen[1]) einlegen. Es handle sich z. B. um eine Maschine mit $2p = 12$, $a = 1$ und 6 Elementen pro Nut, $Z_w = 638$, $k = 319$, $y_1 + y_2 = \frac{638 \pm 2}{6}$ $= 53 + 53$. Es ergibt sich dann für die Nutzahl $= \frac{319}{3} = 106\,^1/_3$, was nur so ausführbar ist, daß man 107 Nuten anwendet und 2 tote Spulen einlegt, die nicht an Segmente angeschlossen werden. Die nachstehende, von Hobart angegebene Tabelle zeigt für $a = 1$ die Elementzahlen pro Nut, die ohne tote Spulen ausführbar sind. Diejenigen, bei denen tote Spulen erforderlich sind, wurden einfach ausgelassen:

2 p =	Elemente pro Nut								
4	1	2	—	6	—	10	—	14	—
6	1	2	4	—	8	10	—	14	16
8	1	2	—	6	—	10	—	14	—
10	1	2	4	6	8	—	12	14	16
12	1	2	—	—	—	10	—	14	—
14	1	2	4	6	8	10	12	—	16
16	1	2	—	6	—	10	—	14	—

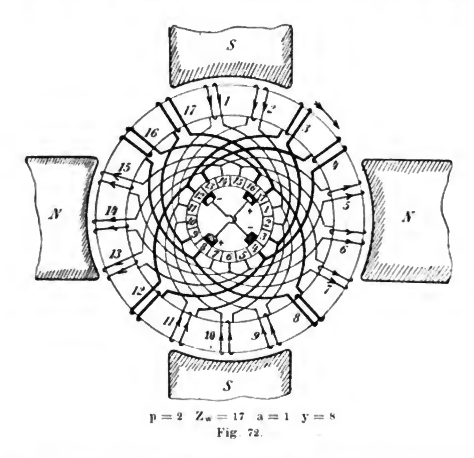
Bei 1 und 2 Spulenseiten pro Nut sind alle Schaltungen auch mit $a > 1$ ohne tote Spulen möglich, aber bei 4 Elementen pro Nut ist z. B. für 4, 8 und 16 Pole $a = 3$ nicht ohne tote Spule möglich, bei 6 Elementen pro Nut ist dies für $a = 2$ und 4 bei 6 und 12 Polen der Fall, bei 8 Elementen pro Nut für $a = 2$ und 4 für 8 und 16 Pole und für $a = 3$ für 4, 8, 12 und 16 Pole.

Während bei der Schleifenwicklung $2a$ in der Regel $= 2p$ sein muß, also für verschiedene Spannungen und gleiche Leistung immer andere Ströme J_z pro Zweig und andere Nut-, Wickel- und Kommutatorverhältnisse, eventuell auch andere Polzahlen zu wählen sind, ist es bei Reihenparallelschaltung meist leicht möglich, durch Aenderung des Wertes für a bei verschiedenen Spannungen denselben Wert von J_z und ungefähr gleiche Nut- und Lamellenzahlen sowie -formen beizubehalten, was für die Fabrikation sehr vorteilhaft ist. Es sei z. B $2p = 6$ und $Z_w = 290$, so kann man diese Maschine in folgenden Variationen bauen, wenn man nur den Wickelschritt ändert:

Totaler Strom	Volt	a	$y_1 + y_2$
100	230	1	$\frac{290 - 2}{3} = 48 + 48$ (2fach geschlossen)
200	115	2	$\frac{290 + 4}{3} = 49 + 49$
400	57	4	$\frac{290 - 8}{3} = 47 + 47$
500	46	5	$\frac{290 + 10}{3} = 50 + 50$

[1]) Bei Schleifenwicklung sind tote Spulen nie notwendig.

So glatt liegen allerdings die Verhältnisse nur selten. In der Regel hat man die Lamellen- und Nutzahl für verschiedene Spannungen um $\pm$ 1 bis 3 zu ändern. Dadurch daß man, wenigstens bei großen Typen, für Schleifenwicklung die Polzahlen für hohe Spannungen niedrig



$p = 2$ $Z_w = 17$ $a = 1$ $y = 8$

Fig. 72.

und für Niederspannung hoch wählt, erhält man zudem für die einzelnen Fälle recht günstige Verhältnisse am Kommutator.

15. Einige besondere Wickelarten.

Die Trommelanordnung mit Schleifen- oder Wellenwicklung ist heutzutage so gut wie die einzige Wickelmethode, so daß ich einige andere Wickelanordnungen

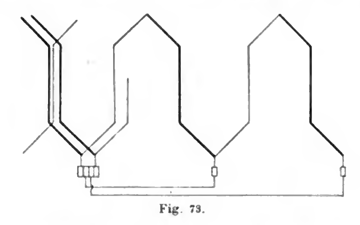


Fig. 73.

nur kurz erwähne, ohne Wert darauf zu legen, daß alle theoretisch möglichen und praktisch nur versuchten, aber wieder aufgegebenen Wicklungen aufgezählt werden.

Die Ringwicklung in ihrer gewöhnlichen einfachen Form als Parallelschaltung ist so einfach, daß sie keiner Auseinandersetzungen bedarf. Zu beachten ist, daß bei der Trommel $Z_w = 2$ k (eff. Leiterzahl = 2mal Lamellenzahl), beim Ring aber $Z_w = k$ ist (eine Spulenhälfte ist als Leiter gerechnet). Beim Ring ist Spulen- gleich Leiterzahl. Die Ringwicklung läßt sich aber durch Anwendung bestimmter Querverbindungen in verschiedener Weise auch in Serienschaltung oder Serien-

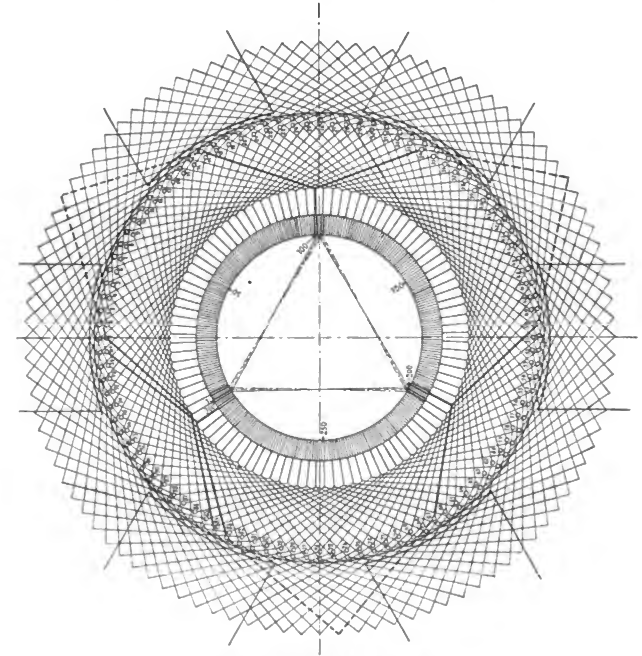


Fig. 74. 100 Spulen à 3 Windungen.

parallelschaltung ausführen, siehe z. B. das Schema Fig. 72, wobei die Wickelformel für den Schritt y der Querverbindungen lautet

$$y = \frac{Z_w \pm a}{p}$$

(Z_w = Spulenzahl = Leiterzahl). Bezüglich des Weglassens von Bürsten und der ungleichen Stromverteilung auf die einzelnen Bürstensätze gilt das für Reihenparallelschaltungen Gesagte.

Um bei Hochspannungsmaschinen die Spannung pro Segment zu vermindern,

läßt sich durch Anbringung von Querverbindungen die gewöhnliche Lamellenzahl auf das 2, 3 ... fache steigern (Thury), d. h. es wird $k = Z$ oder $= \frac{3}{2} Z$ ... statt $k = \frac{Z}{2}$. Man legt z. B. nach Fig. 73 zwischen zwei Lamellen, die mit der Wicklung direkt verbunden sind, zunächst zwei blinde Lamellen, die man mit den unter

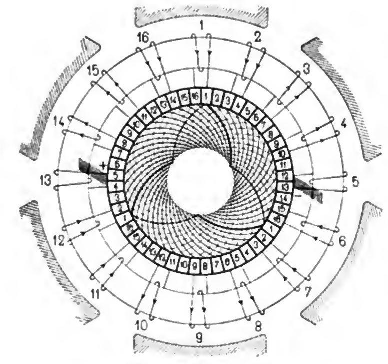


Fig. 75. (Nach Arnold.)

den zwei übernächsten Polen liegenden entsprechenden Lamellen mit annähernd gleichem Potential verbindet. Bei dieser Ausführung ist immer die Vermehrungszahl x, die der Formel $k = x \frac{Z}{2}$ entspricht, $= p$. Ein vollständiges Schema einer solchen Wicklung nach Thury zeigt Fig. 74. (Nach Herrn Direktor Büchi.)

Einen Ringanker mit (auf das 2fache) vermehrter Lamellenzahl und mit Querverbindungen, so daß auch eine verminderte Bürstenzahl möglich ist, zeigt Fig. 75.

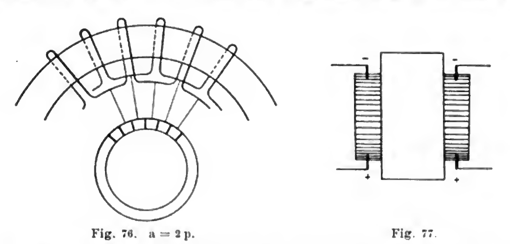


Fig. 76. $a = 2p$. Fig. 77.

Zur Erzeugung sehr starker Ströme bei niedriger Spannung kann es ratsam werden, $a > p$ zu machen; auch bei Schleifenwicklung kann $a = 2p$, $3p$ ... gemacht werden (Fig. 76). Zweckmäßiger ist allerdings, womöglich $a \leq p$ zu halten und sich durch Wahl großer Polzahlen und mehrerer Kommutatoren zu helfen.

Für Maschinen mit hohen Stromstärken oder solche sehr hoher Geschwindigkeiten, ferner für Dreileitermaschinen sowie Motoren mit variabler Tourenzahl oder

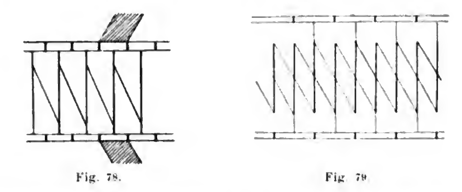


Fig. 78. Fig. 79.

zur Serienparallelschaltung von Motoren wird es erforderlich, zwei Kommutatoren (Fig. 77) zu verwenden. Die Segmente lassen sich in diesem Fall entweder beiderseits an dieselbe Wicklung (Fig. 78) anschließen oder man gibt jedem Kommutator

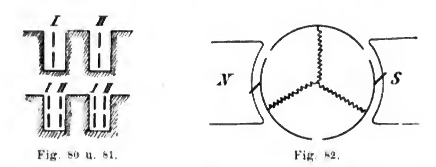


Fig. 80 u. 81. Fig. 82.

seine eigene Wicklung (Fig. 79). Im ersten Fall beeinflussen sich die Kommutatoren oft in unangenehmer Weise bei verschiedener Bürstenstellung, die zu inneren Ausgleichströmen, ungleicher Belastung der beiden Hälften und zu Funkenbildung

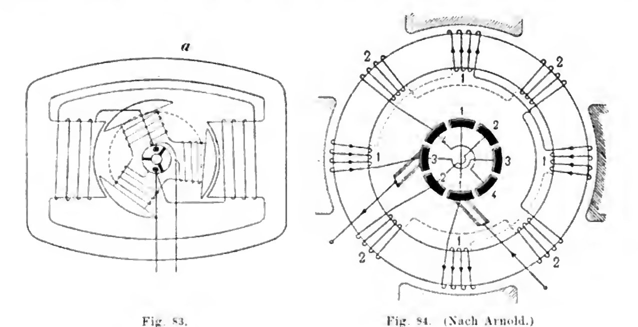


Fig. 83. Fig. 84. (Nach Arnold.)

führen kann. Es empfiehlt sich entschieden, die getrennte Schaltung anzuwenden, wobei z. B. nach Fig. 80 und 81 die Stäbe I zu einem Kommutator, die Stäbe II zum anderen führen.

Gleichstrommaschinen mit sog. offenen Wicklungen, die speziell für Hochspannung bis gegen 10000 Volt und konstante Stromstärke zur Speisung hintereinander geschalteter Bogenlampen sich eignen, sind in Europa sehr selten [1]), haben aber in Amerika eine ausgedehnte Verbreitung gefunden und zwar speziell die Brush-Type, welche heutzutage die anderen (Thomson Houston, Westinghouse) verdrängt hat. Die Eigenart dieser Wicklungen besteht darin, daß nach Fig. 84 jeweils nur die aktiven Ankerspulen, d. h. die stark induzierten Spulen in den Nutz-

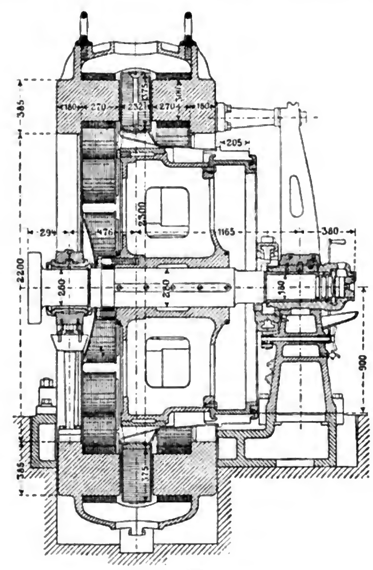


Fig. 85.

stromkreis eingeschaltet sind, während die trägen, in der neutralen Zone liegenden Spulen, die nur durch ihren Widerstand Verluste erzeugen, ausgeschaltet sind. Die praktische Ausführung ist derart, daß eine Reihe achsial ineinander übergreifende Segmente den ziemlich grobstufigen Kommutator bilden, auf dem lange Kupferblattbürsten schleifen. Trotzdem diese Bürsten stets ein leichtes grünliches Feuern zeigen, laufen die Maschinen jahrelang anstandlos. Der Strom ist ziemlich stark pulsierend.

[1]) Schuckert baut ganz kleine Motoren mit einem dreispuligen Anker (als Polanker mit drei Ansätzen ausgebildet) in zweipoligem Feld (Fig. 82 und 83), eine Anordnung, die zu den offenen Wicklungen gerechnet werden kann.

16. Besondere Ankertypen.

Eine Form des Ringankers, die früher insbesondere von Schuckert in den größten Dimensionen ausgeführt wurde, ist der Flachring (Fig. 85)[1]). Die Abmessungen des gewöhnlichen Ringes sind im Flachring stark gedrückt, er ist kurz und radial tief geworden; die aktiven Drähte laufen radial und die Pole liegen zu beiden Seiten des Ringes mit ihrer Achsrichtung parallel zur Maschinenwelle. Auf beiden Seiten wechseln Nord- und Südpole ab. Das Ankereisen ist als Torsionsfeder aus Band aufgewickelt. Die Type ist verlassen aus denselben Gründen, wie der Ringanker überhaupt, auch die achsialen magnetischen Züge sind ein Nachteil.

Eine andere Form, die sich hier eng anschließt und die besonders von Fritsche und Pichon praktisch verwertet wurde, ist der Scheibenanker (Fig. 86)[2]).

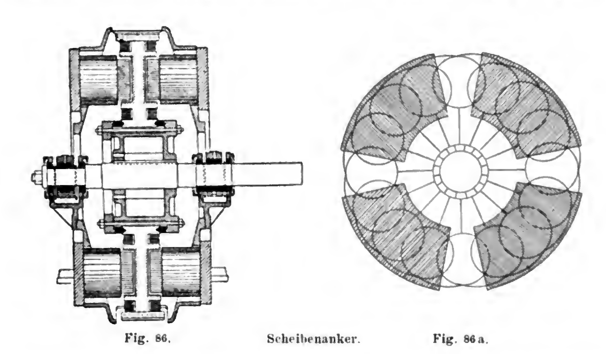


Fig. 86. Scheibenanker. Fig. 86a.

Zwischen zwei Kränzen von Nord- und Südpolen, die wie beim Flachring angeordnet sind, jedoch mit dem Unterschied, daß jeder Kranz gleiche Polarität hat, liegen mit ihrer Ebene senkrecht zu den Polachsen ganz flache Ankerspulen (Scheiben), in der Regel ohne Eisenkern. Die induzierten radialen Stäbe werden ebenso wie die Trommelwicklungen zu einem Wicklungsganzen verbunden. Diese Type ist besonders aus Herstellungs- und Preisrücksichten verlassen worden.

Schließlich sei noch erwähnt, daß sich der Anker von Gleichstrommaschinen auch ähnlich wie ein Polrad einer Innenpolmaschine ausführen läßt, als sog. Polanker (Fig. 83). Die Anordnung ist praktisch unwichtig.

17. Induktionsregeln.

Zur Bestimmung der Stromrichtung in einem Wickelschema und damit auch der richtigen Bürstenlage, die durch die Umkehr der Stromrichtung bestimmt ist, dienen folgende Regeln:

[1]) Fig. 85 zeigt eine Maschine für 350 Volt, 1000 Amp. und ca. 100 Touren von Schuckert (Zeitschr. d. Ver. deutsch. Ing. 1893, S. 355).

[2]) Zeitschr. d. Ver. deutsch. Ing. 1893, S. 68; Fig. 86 gilt für 70 PS.

1. Zeigt (Fig. 87) der Daumen der rechten Hand[1]) in Richtung der Bewegung v eines Leiter und gibt der Zeigefinger die Kraftlinienrichtung K an, so bestimmt der Mittelfinger die Richtung der induzierten elektromotorischen Kraft E und damit des Ankerstromes J_a, vorausgesetzt, daß die drei Finger so gehalten werden, daß sie ein rechtwinkliges Koordinatensystem bilden.

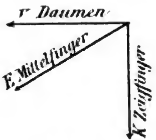


Fig. 87.

2. Die Kraftlinien verlaufen stets so, daß sie vom Nordpol nach außen gehen und nach dem Südpol zurückfließen.

3. Umfaßt man einen Magneten mit der rechten Hand so, daß der erregende Strom in Richtung der vier Finger fließt, so gibt der senkrecht dazu liegende Daumen die erzeugte Kraftlinienrichtung.

4. In gleicher Weise gilt der Satz: Umfaßt man einen Leiter mit der rechten Hand, so daß der Strom in Richtung des Daumens fließt, so zeigen die vier weiteren Finger die Richtung des zirkularen Magnetfeldes.

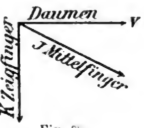


Fig. 88.

Die Bürsten sitzen je nach Art der Endverbindungen relativ verschieden gegenüber den Polen; in Fig. 89 mit einem gleichschenkligen Dreieck als Endverbindung fallen Bürstenlage und Mitte Pol zusammen, in Fig. 90 mit rechtwinkliger Endverbindung Mitte Pollücke und Bürstenlage.

Da alle modernen Maschinen selbsterregend sind, so ist bei gegebenem Wickelsinn von Anker und Feld, bei bestimmter Verbindung zwischen Anker- und Feldklemmen und gegebener Richtung der Re-

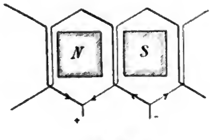


Fig. 89.

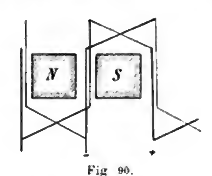


Fig. 90.

manenz, die erstmals durch Fremderregung erzeugt wird, der Drehungssinn der Maschine unzweideutig bestimmt. Dreht sich die Maschine in diesem Sinn, so induziert die Remanenz zunächst Anker-elektromo-

[1]) Für den Motor gilt die linke Hand (Fig. 88), wenn der Mittelfinger die Stromrichtung angibt. Sucht man die Richtung der gegenelektromotorischen Kraft des Motors, so ist auch die rechte Hand maßgebend.

torische Kräfte, welche das Magnetfeld verstärkende Erregerströme erzeugen, so daß die Maschine allmählich auf volle Spannung kommt. Bei umgekehrter Drehrichtung heben aber die induzierten Ankerströme die Re-

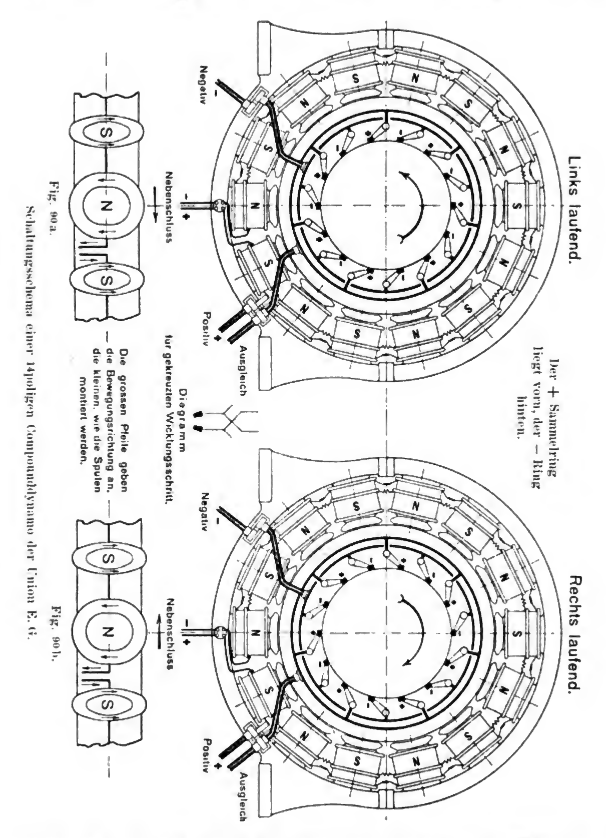


Fig. 90 a. Fig. 90 b.

Schaltungsschema einer 14poligen Compounddynamo der Union E. G.

manenz auf, so daß gar keine Spannung entsteht. Die Maschine ist dann durch Fremderregung neu zu magnetisieren. Remanente Feldrichtung, Richtung der elektromotorischen Kräfte bezw. des Stroms sowie Drehsinn müssen stets der ersten angegebenen Fingerregel und der

Erregerstrom sowie der Magnetismus der obigen dritten Regel entsprechen. Man gibt zweckmäßig für die normalen Maschinen Schaltungsschemen aus, die bei gegebener Ausführung die Anschlüsse von Anker- und Feldklemmen sowie deren Polarität und den Drehsinn unzweideutig klarstellen; siehe Fig. 90a und b, die solche Schemen der Union E. G. darstellen.

Schickt man von außen durch die Erregerwicklung bei sonst gleichbleibenden Verhältnissen einen umgekehrten Strom wie früher, so wird die Maschine umpolarisiert. Liegt eine Nebenschlußmaschine[1]) an einem Netz bezw. einer Batterie, so hat ein Umschlagen des Dynamobetriebs in Motorbetrieb keine Umpolarisierung zur Folge, da der Erregerstrom seine Richtung beibehält. Schlägt aber eine Serienmaschine oder eine stark compoundierte Maschine um, so kehrt der Erregerstrom seinen Sinn in der Serienwicklung um und die Maschine wechselt ihre Pole. Sie muß durch Fremderregung neu magnetisiert werden, oder man hat die Anschlüsse der Erregerwicklung an die Ankerklemmen entsprechend zu vertauschen. Wird eine Nebenschlußmaschine stark überlastet oder gar kurz geschlossen, so kann die negativ wirkende, starke Ankerreaktion eine Maschine vollständig umpolarisieren.

18. Sehnenwicklung.

Die charakteristischen Eigenschaften der Sehnenwicklung (Fig. 65, 91 u. 92), deren Wickelschritt kleiner als die Polteilung ist, sind die nachstehenden:

1. Bei Schleifenwicklung bedeutet sie wegen der kürzeren Endverbindungen eine Kupferersparnis; auch wird die Wicklung in der Achsrichtung kürzer.

2. Bei Wellenwicklung ist die Sehnenwicklung meist an und für sich schon durch die Wickelformel bedingt; es ist aber der Kommutatorschritt y_2 nur auf Kosten des rückwärtigen Schritts y_1 verkürzt (Fig. 92), so daß eine nennenswerte Kupferersparnis nicht eintritt.

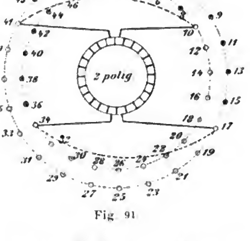
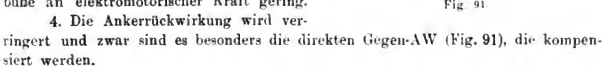


Fig. 91

3. Da bei verkürztem Schritt eine Spule weniger als den gesamten Ankerflux K_a umfaßt, so wird die induzierte elektromotorische Kraft etwas kleiner als bei unverkürztem Schritt. Solange die Reduktion sich auf weniger als den Polbogen P erstreckt ($y_2 > P$), ist allerdings diese Einbuße an elektromotorischer Kraft gering.



4. Die Ankerrückwirkung wird verringert und zwar sind es besonders die direkten Gegen-AW (Fig. 91), die kompensiert werden.



5. Die Selbstinduktion und die gegenseitige Induktion der kurzgeschlossenen

[1]) Für die fremderregte Maschine gilt dasselbe.

Ankerspulen wird durch Sehnenwicklung reduziert, was eine Verbesserung der Kommutation bedeutet. Es besteht aber anderseits die Gefahr, daß einzelne Leiter, wenn sie im Kurzschluß liegen, sehr stark von außen induziert werden, da sie unter oder in der Nähe der Polspitze liegen, was zu Funkenbildung führen kann. Die neutrale Zone ist sehr klein und empfindlich.

Nennenswerte Sehnenwicklung sollte man nur anwenden, wenn $P:\tau < 0{,}70$ ist.

19. Vergleich zwischen Nutenanker und glattem Anker.

Ein Leiter von der Länge l, der in einem Felde von der Dichte B den Strom i führt, erfährt sofern $B \perp l$ einen Zug P_m senkrecht zur Ebene Bl

$$P_m = Bli \text{ in C.G.S}$$
$$= 10{,}19\ Bli \,.\, 10^{-8} \text{ kg} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 22)$$

(im letzten Fall i in Ampère). Hat man z. B. einen glatten Anker mit 240 Stäben, wovon $^3/_4$ unter den Polen liegen mögen, und ist $l = 30^c$, $i = 150$ Amp., $B = 5000$, so ist die gesamte Umfangskraft auf die Wicklung

$$P = 240 \,.\, {}^3/_4 \,.\, 10{,}19 \,.\, 5000 \,.\, 30 \,.\, 150 \,.\, 10^{-8} = 410 \text{ kg}.$$

Diese Kraft ist beim glatten Anker (Fig. 92a) durch besondere Treibstützen t, die in das Ankereisen eingelassen werden, aufzunehmen;

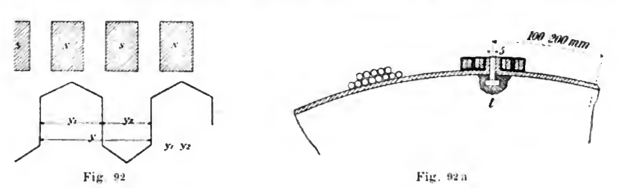


Fig. 92 Fig. 92a

andernfalls hat die Wicklung die Tendenz auf dem Ankerkörper zu gleiten oder es entstehen Verdrehungen, welche den soliden Zusammenhang der Wicklung gefährden. Diese Umfangskräfte können besonders bei stark variablen Belastungen und bei Kurzschlüssen, wie sie gewissen Kraftbetrieben (Bahnanlagen) eigen sind, verhängnisvoll werden.

Beim Nutenanker übernehmen in zuverlässiger Weise die Zähne die Rolle der Treibstützen. Zudem ist die Umfangskraft auf die Leiter ganz minimal, da sie bekanntlich nur von einer minimalen Kraftliniendichte geschnitten werden. Der weitaus größere Teil des Fluxes geht durch die Zähne, welche damit direkt die Umfangskraft aufnehmen, welche natürlich als Reaktionskraft dem in die Maschine eingeleiteten Antriebsdrehmoment entspricht, d. h. obiger Wert P_m läßt sich auch für alle Leiter zusammen schreiben

$$P_{tot.} = 10{,}19\, Z \left(\frac{P}{\tau}\right) B l i \,.\, 10^{-8} \text{ kg} = \sim \frac{PS\,.\,75}{v} = \sim \frac{E_k J\,.\,75}{736\,.\,v},$$

sofern $\frac{P}{\tau}$ das Verhältnis Polbogen zu Teilung, PS die zugeführten Pferdestärken, v die Umfangsgeschwindigkeit des Ankers und $E_k J$ den elektrischen Effekt der Maschine bezeichnen.

Da beim glatten Anker der Wickelraum magnetisch genau so wie Luft wirkt und überdies noch aus mechanischen Gründen ein Luftspalt vorzusehen ist, der an sich schon eher größer als bei Nutenankern ausfällt, so ist der Gesamtluftspalt von glatten Ankern in der Regel wesentlich größer als bei Nutenankern, mit anderen Worten, die Maschine mit glattem Anker braucht mehr Erregerkupfer und mehr Erregerenergie als der Nutenanker. Bei der ersten Ankerart ist allerdings der Wickelraum in Richtung des Umfangs nahezu doppelt so groß, da keine Zähne im Wege sind, so daß tatsächlich die Wickelhöhe kleiner gehalten werden kann (5 bis 15 mm). Die Hysteresis- und Wirbelstromverluste in den Zähnen entfallen beim glatten Anker, auch hat letzterer eher etwas günstigere Kommutations- oder Funkenbildungsverhältnisse, dagegen ist die Feldverzerrung des Nutenankers durch Ankerreaktion kleiner. Beim Nutenanker ist die Wicklung im allgemeinen mechanisch besser geschützt, aber die Isolation ist in den vielen Nuten schwieriger vorzusehen als auf dem glatten Zylinder. Die Zähne schützen die Ankerleiter vor Wirbelströmen, die beim glatten Anker eine weitgehende Unterteilung erheischen, dagegen erzeugen die Zähne Feldfluktuationen und damit Wirbelströme in den Polschuhen. Beim glatten Anker entfällt die Nutenherstellung. Im Preis dürfte zwischen beiden Typen kein großer Unterschied sein, in der Güte auch nicht; der mechanische Vorteil des Nutenankers hat ihm aber fast allgemeine Verbreitung verschafft.

Was die Form der Nuten betrifft, so kommen für Gleichstrom fast nur offene zur Anwendung aus Gründen der Funkenbildung. Seichte und breite Nuten geben bessere Kommutationsverhältnisse und günstigere Kühlung[1]) als tiefe Nuten bei breiten Zähnen; die Endverbindungen sind jedoch im letzten Fall kürzer, da sie weniger steil anzulaufen haben. Die Zahnverluste und das ganze Ankerblechquantum fallen für seichte Nuten am kleinsten aus.

20. Spannung zwischen benachbarten Spulenseiten und Kommutatorsegmenten.

Im Anschluß an die Wicklungen ist es für die Isolation und die Frage der Funkenbildung von Interesse, die Größe der Spannung zwischen

[1]) Es erklärt dies z. B. die Tatsache, daß man bei der gleichen Maschinentype für tiefe Nuten oft nur die halbe Stromdichte zulassen kann als bei seichten.

zwei benachbarten Leitern und zwischen zwei nebeneinanderliegenden Segmenten zu kennen.

Die mittlere Spannung zwischen zwei Segmenten ist allgemein

$$e_m = \frac{E_k}{k:2p} \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 23)$$

Die tatsächlich zwischen zwei Segmenten auftretende Spannung ist jedoch stark variabel, trotzdem benützt man diesen Mittelwert vielfach. Es ist ratsam $e_m < 12$ bis 15 Volt zu halten, ausnahmsweise findet man Werte von 25 bis 30 Volt.

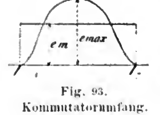


Fig. 93. Kommutatorumfang.

Die Spannung zwischen zwei Segmenten wächst in Wirklichkeit mit der Entfernung von den Bürsten und verläuft etwa nach Fig. 92, und zwar ist der Maximalwert e_{max} etwa $= 1{,}5\ e_m$ (bei Leerlauf) und $= 1{,}3\ e_m$ (bei Vollast).

Ist B_{max} die maximale Luftinduktion, v die Ankerumfangsgeschwindigkeit, z_s die Windungszahl pro Spule und l die Ankereisenlänge, so wird die maximale, pro Spule induzierte elektromotorische Kraft für Trommelwicklungen

$$e'_{max} = 2 z_s\, v\, l\, B_{max} \,.\, 10^{-8} \text{ Volt},$$

$$= \frac{Z}{k}\, v\, l\, B_{max} \,.\, 10^{-8} \text{ Volt}.$$

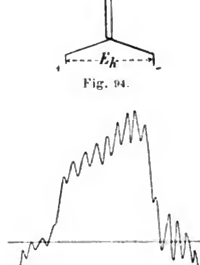


Fig. 94.

Fig. 95.

Die mittlere pro Spule induzierte elektromotorische Kraft ist

$$e'_m = \frac{1}{1{,}5} \text{ bis } \frac{1}{1{,}3} \times e'_{max}$$

oder aber auch

$$e'_m = \frac{E_k}{k:2a} = e_m \frac{a}{p}.$$

Da man bei der Wellenwicklung mit $a = 1$ p Spulen durchschreitet, bis man zum benachbarten Segment kommt, so ist die maximale Spannung pro Segment

$$e_{max} = p \,.\, e'_{max} = \sim 1{,}5\, e_m,$$

bei $a > 1$

$$e_{max} = \frac{p}{a}\, e'_{max} = \sim 1{,}5\, e_m.$$

Für Schleifenwicklung und Ringwicklung ist

$$e_{max} = e'_{max} = 1{,}5\, e_m = 1{,}5 \frac{E_k}{k:2p} = 1{,}5 \frac{E_k}{k:2a}.$$

Die maximale Spannung, die zwischen zwei benachbarten Leitern herrscht, ist für alle Trommelwicklungen (Fig. 94) etwa $= E_k$ (für Sehnenwicklung etwas kleiner), bei Ringwicklung ist sie nur $1{,}5 \frac{E_k}{k:2p} = e_{max} = e'_{max}$.

Für unsymmetrische Wicklungen $\left(\frac{p}{a}\text{ nicht ohne Rest teilbar}\right)$ erhält man durch eigenartiges Ineinandergreifen der einzelnen Wicklungen einen sehr unregelmäßigen Verlauf der Spannung pro Segment, der in Fig. 95 angedeutet ist.

V. Der magnetische Kreis.

21. Feldgestelle.

Das Magnetfeld kleinerer Typen wird zweipolig (Fig. 96 und 97), das größerer Typen (über 5 bis 20 KW) in der Regel vier- und mehrpolig hergestellt (Fig. 98 und 99). Obwohl die Entwicklung der Elektrotechnik eine große Zahl verschiedener Gestellformen hervorbrachte, haben sich nur ganz wenige dauernd erhalten und heutzutage wird die mehrpolige Außenpoltype (Fig. 98 oder 99) sozusagen ausschließlich verwendet. Für kleine Maschinen ist Fig. 97 die empfehlenswerteste Form, man kann sie auch um 90° drehen. Vereinzelt wird auch noch

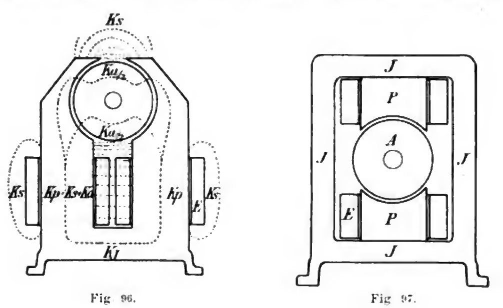


Fig. 96. Fig. 97.

die Type Fig. 96[1]) verwendet. Sie hat aber größere Streuung als die anderen Anordnungen, ihr Magnetfeld ist unsymmetrisch in Bezug auf die beiden Bürstensätze (was die Type funkenempfindlicher macht), überdies liegen ihre Magnetspulen frei und ungeschützt, die Lagerbügel müssen eventuell aus unmagnetischem Material bestehen und der ganze

[1]) Die Type Fig. 97 ergibt meist viel Eisen und wenig Kupfer für das Magnetgestell, bei Fig. 96 ist das Umgekehrte der Fall.

Bau ist unstabiler als bei Fig. 97 oder 98 und 99. Die Innenpolmaschine (Fig. 100), welche für Drehstrom so gut wie alle anderen Typen verdrängt hat, ist für Gleichstrom aus wirtschaftlichen und konstruktiven Gründen[1]) und wegen erschwerter Montage fast vollkommen aufgegeben worden. — Eine eigenartige Außenpolkonstruktion, die in Fig. 101 skizziert ist, wird von Thury fast ausschließlich verwendet. Das ganze sehr gedrängte und sparsame Gestell besteht aus Walzeisen-

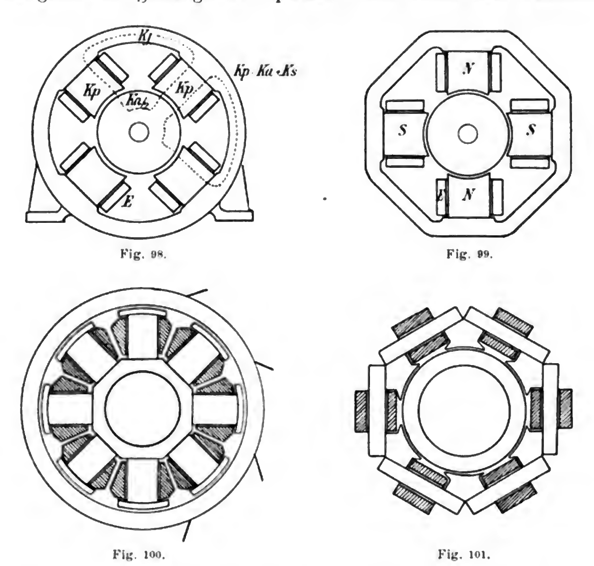


Fig. 98. Fig. 99.

Fig. 100. Fig. 101.

stücken und die Erregerspulen sind auf den Jochen untergebracht. Die Streuung dieser Type, besonders die von den Polen ausgehenden Streu-

[1]) Der Anker rotiert fliegend über dem stillstehenden Feld, das auf nach außen gekröpften Füßen steht. Die rotierende Welle geht lose durch das Feld. Siemens & Halske führte die Innenpoltype einmal so aus, daß die äußeren Ankerleiter der Ringwicklung als Kommutatorlamellen ausgebildet wurden und dann mit besonderem Kommutator. — Rosenberg sagt Zeitschr. f. Elektr. 1900, S. 198: Die Innenpolmaschine, die früher so häufig gebaut wurde, hat im allgemeinen vom ökonomischen Standpunkt aus sicher keine Vorteile gegenüber der Außenpoltype, wenn nicht das große Schwungmoment und die in manchen Fällen daraus resultierende Ersparnis eines Schwungrades als solche gezählt werden. Der wirksame Ankerdurchmesser, das ist hier der innere, muß mindestens gleich sein dem sonstigen

linien, fällt wohl größer aus als bei der gewöhnlichen Anordnung. Erregerspulen bringt man entweder auf allen Polen oder auf jedem anderen an (Folgepole, Fig. 103) oder aber man sieht für sämtliche Pole eine gemeinsame Erregerspule[1]) vor (Fig. 13 und 102). Die erste Ausführung ist die Regel; Folgepole ergeben ein unsymmetrisches Magnetfeld, was zu einseitigen magnetischen Zugkräften und eventuell zu Funkenbildung Veranlassung gibt. Die Ersparnis an Herstellungskosten für die ½ Spulenzahl mit doppelter Windungszahl ist keineswegs für die Folgepoltype ausschlaggebend.

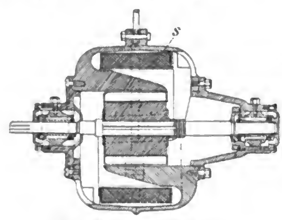


Fig. 102. Bergmann-Motor.

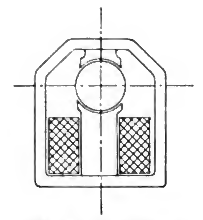


Fig. 103. Folgepoltype.

Da Flachring- und Scheibenanker nicht mehr gebaut werden, so finden sich auch die Magnetgestelle mit doppelten, achsial gerichteten Magnetkränzen kaum mehr (Fig. 85 und 86).

Die eisengeschlossenen Typen (Fig. 96 und 99) empfehlen sich in vielen Fällen schon deshalb, weil sie nur geringe magnetische Streuung nach außen zeigen. Sie beeinflussen also z. B. den Kompaß am wenigsten und ferner wird ihr eigenes Magnetfeld durch umliegende Eisenmassen (in Fabriken, auf Kranen) nicht nennenswert geändert.

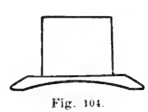
Außendurchmesser, wenn er nicht etwa aus Gründen, die im Magnetgestell liegen, vergrößert werden muß. Die Ankertiefe erstreckt sich hier nach außen und so ist schon das Blechgewicht des Ankers wegen der vergrößerten Durchmesser bedeutend größer als das eines gleichwertigen Ankers einer Außenpolmaschine. Dazu kommt der teure Kollektor, die teure Tragkonstruktion, die wegen der mechanischen Schwierigkeit der einseitigen Lagerung recht kompliziert ausfallen muß und die Bürstenbrücke, die in diesem Falle auch ein repräsentables Stück darstellt. Die Mehrkosten des Ankers der Innenpolmaschine können durch die Ersparnisse am Magnetgestell nicht aufgewogen werden. Nicht zu unterschätzen ist auch der Nachteil, daß die wirksame Geschwindigkeit der induzierten Leiter am Innendurchmesser auftritt, während die größte Geschwindigkeit an den unwirksamen Außenteilen der Leiter, die eventuell auch gleichzeitig als Kollektorsegmente verwendet werden, zu Tage tritt. Die Maximalgeschwindigkeit ist also um ein Bedeutendes größer als die wirksame Relativgeschwindigkeit zwischen Magnetsystem und Leitern.

[1]) Diese gemeinsame Erregerspule, deren Achse mit der Maschinenwelle zusammenfällt, ist konstruktiv wesentlich komplizierter als die Anordnung mit einzeln bewickelten Polen, sofern es sich um große Maschinen handelt.

22. Berechnung der erregenden Ampèrewindungen.

a) Rechnungsvorgang.

Der magnetische Kreis eines Polpaars einer Dynamo (Fig. 97 bis 99) wird durch das Magnetjoch J, die Pole P, die Luftspalte und das Ankereisen A (einschließlich Zähne) gebildet. In Fig. 97 und 99 sind mittlere Kraftlinienwege eingezeichnet. Der magnetische Flux im Pol ist mit K_p, im Joch mit K_j und im Anker mit $2 \times \frac{K_a}{2}$ bezeichnet; außerdem verlaufen eine Zahl Kraftlinien K_s (Fig. 97) durch die umgebende Luft, ohne den Anker zu durchschneiden; sie heißen Streulinien. Der Sitz der magnetomotorischen Kraft zur Erzeugung sowohl von K_a als von K_s sind die Erregerspulen, die in der Regel auf den Polen sitzen. Zur Erhöhung des Luftübergangsquerschnitts setzt man häufig auf den Pol einen Polschuh (Fig. 104). Als magnetische Materialien kommen zur Verwendung:


Fig. 104.

für den Anker A lamelliertes, weiches Schmiedeisen;
für die Polschuhe Gußeisen, Stahlguß, lamelliertes Schmiedeisen;
für die Pole P Stahlguß, lamelliertes oder massives Schmiedeisen, selten Gußeisen;
für das Joch J Gußeisen oder Stahlguß (gleich häufig), selten lamelliertes Schmiedeisen.

Gußeiserne Pole sind deshalb unrationell, weil man damit etwa doppelt so viel Erregerkupfer braucht wie bei Stahl oder Schmiedeisen.

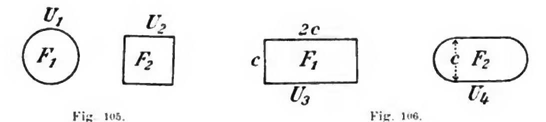


Fig. 105. Fig. 106.

Beim Joch wird wohl auch der Querschnitt für Gußeisen doppelt so groß wie bei Stahl, aber der Preis ist auch entsprechend geringer. Runde Pole sind an sich günstiger als rechteckige, da ihr Umfang und damit das Erregerkupfer kleiner ausfällt; sie sind aber nur bei massiven Polen angängig. Bei gleichem Querschnitt $F_1 = F_2$ (Fig. 105) ist der Umfang eines Quadrats $u_2 = 1{,}14 = \frac{2}{\sqrt{\pi}}$ mal größer als des entsprechenden Kreises u_1; für ein Rechteck, dessen Seiten sich wie 1 : 2

verhalten, ist das Verhältnis im Vergleich zum ovalen Querschnitt (Fig. 106) $u_1 : u_3 = 1 : 1{,}08$. Weitere Vergleiche gibt die Tabelle[1]):

	Umfang
Kreis	1
Quadrat	1,14
Rechteck 1 : 2	1,20
Rechteck 1 : 4	1,41
Oval: 1 Quadrat + 2 Halbkreise	1,08
Oval: Rechteck 1 : 2 + 2 Halbkreise	1,21
2 Kreise nebeneinander	1,41
4 „ „	1,73
Hohlzylinder $\frac{r_1}{r_2} = \frac{1}{2}$	1,15
Hohlzylinder $\frac{r_1}{r_2} = \frac{1}{8}$	1,67

Rechteckige Pole haben auch größere Streuung als runde oder ovale.

Die Ermittlung der zur Erzeugung eines bestimmten Fluxes K_a (im Anker) erforderlichen erregenden Ampèrewindungen (AW) geschieht nach dem magnetischen Ohmschen Gesetz oder nach dem Gesetz des magnetischen Kreises. K_a bestimmt sich aus Gl. 2 entsprechend der ge-

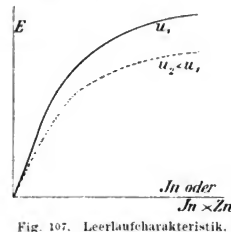


Fig. 107. Leerlaufcharakteristik.

Fig. 108. Feldcharakteristik.

wünschten Klemmenspannung E_k oder elektromotorischen Kraft E. Sucht man für verschiedene Werte von E und K_a die zugehörigen Feld-AW oder Erregerströme J_n, so läßt sich zwischen diesen Größen ein kurvenmäßiger Zusammenhang aufstellen (Fig. 107 und 108), die sog. Feld- oder Leerlaufcharakteristik. Die Beziehung zwischen E und J_n gilt jeweils nur für konstante Tourenzahl u. Für größeres oder kleineres u lassen sich darüber oder darunter je entsprechende Kurven zeichnen. Die zu beachtenden Beziehungen des magnetischen Kreises sind die folgenden. Für einen gleichartigen Kreis ist die magnetisierende Kraft

$$H = \frac{B}{\mu}, \quad \ldots \ldots \ldots \quad 24)$$

[1]) Die Tabelle gibt den Umfang verschiedener Formen bei gleichem Querschnitt.

falls μ die Permeabilität und $B = \frac{K}{q}$ die Induktion, die Kraftliniendichte pro c^2 ist. Ferner

$$H = \frac{4\pi}{10} \frac{J_n z_n}{l} = 1{,}26 \frac{AW}{l} = 1{,}26 \text{ aw} \quad . \quad . \quad . \quad 25)$$

(J_n = Erregerstrom, z_n = erregende Windungen, l magnetische Weglänge, aw = Ampèrewindungen pro c Länge, 1,26 AW heißt magnetmotorische Kraft). Allgemein für einen Kreis, der entsprechend (Fig. 109) aus beliebigen magnetischen Substanzen von variablem Querschnitt zusammengesetzt ist, läßt sich schreiben: Die erforderlichen gesamten Erreger-AW sind

$$AW_{total} = \Sigma\, 0{,}8 \frac{B}{\mu} l \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 26)$$

$$= 0{,}8\, \Sigma\, K \frac{1}{\mu} \frac{l}{q} = 0{,}8\, \Sigma\, K \times W_m \quad . \quad . \quad . \quad 27)$$

(W_m = magnetischer Widerstand) oder nach Fig. 109

$$J_n z_n = AW_{total} = 0{,}8 \left[K_1 \frac{l_1}{\mu_1 q_1} + K_2 \frac{l_2}{\mu_2 q_2} + \ldots \right] . \quad 28)$$

oder

$$AW_{total} = aw_1 \cdot l_1 + aw_2 \cdot l_2 + \ldots \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 29)$$

d. h. man hat für die einzelnen Stücke die AW pro c Länge je mit der zugehörigen magnetischen Weglänge zu multiplizieren und sämtliche Glieder zu addieren. Diese letzte Form ist für die Praxis äußerst bequem. Der Zusammenhang zwischen B und H oder B und aw oder μ und B ist nämlich genau und in einfacher Form mathematisch nicht faßbar; überdies wäre er von Fall zu Fall zu bestimmen. Man stellt sich deshalb Kurven auf (Fig. 110), welche den Zusammenhang zwischen aw und B graphisch, für die verschiedenen Materialien (Schmiedeisen, Stahlguß, Gußeisen) den nötigen Zusammenhang liefern[1]). Aus diesen entnimmt man die Werte aw und aus der Zeichnung die Einzelwerte der Weglängen. Für Luft ist H = B, da $\mu = 1$ oder aber aw = 0,8 B.

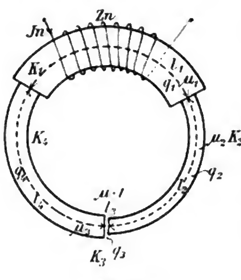


Fig. 109.

Für besonders gute Materialien kann man statt der Kurven (Fig. 110) folgende Werte anwenden:

[1]) Für größere Werte von B siehe Niethammer, Magnetismus (Voit's Sammlung).

a) Gußeisen

$\frac{B}{1000} =$	4	5	6	8	10	14
aw =	10	17	24	57	122	360

b) Schmiedeisen

$\frac{B}{1000} =$	12	14	16	18
aw =	5	9	28	12

Der magnetische Flux ist, abgesehen davon, daß er sich im Anker und Joch in zwei Hälften $\frac{K_a}{2}$ und K_j nach beiden Seiten spaltet, in den einzelnen Wegstücken des magnetischen Kreises einer Dynamo durchaus nicht konstant. Die innerhalb der Magnetspulen erzeugten

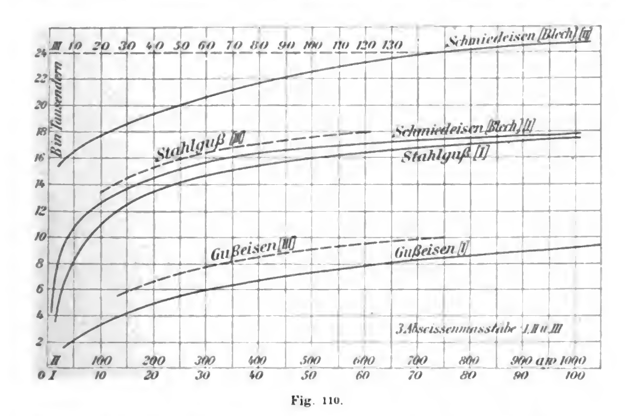


Fig. 110.

Kraftlinien schließen sich nur zum Teil durch den Anker, wo sie allein nutzbare elektromotorische Kräfte induzieren; ein Teil schließt sich auf verschiedenen Wegen durch die Luft außerhalb des Ankers (Fig. 96). Man heißt diese Linien K_s Streulinien. Es leuchtet ein, daß im Pol, und zwar gewöhnlich in dem vom Anker entfernteren Teil des Polstücks, der Magnetflux ein Maximum und im Anker ein Minimum ist. Das Verhältnis des maximalen Fluxes $K_p = K_a + K_s$ zu K_a heißt man Streufaktor σ

$$\sigma = 1 + \frac{K_s}{K_a} = \frac{K_p}{K_a} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 30)$$

Die Streulinien K_s berechnen sich ebenso wie der nutzbare Flux nach dem Ohmschen Gesetz

$$K_s = 1{,}26\ \Sigma\ AW \cdot \lambda'_m, \quad \ldots\ldots \quad 31)$$

worin λ'_m die magnetische Leitfähigkeit oder der reziproke Wert $\frac{1}{W'_m}$ des magnetischen Widerstands für den Streukreis ist[1]).

Die praktischen Grundformeln für die Berechnung der magnetischen Streuung reduzieren sich nach Gl. 31 auf die Berechnung der magnetischen Leitfähigkeit (Permeanz) λ'_m:

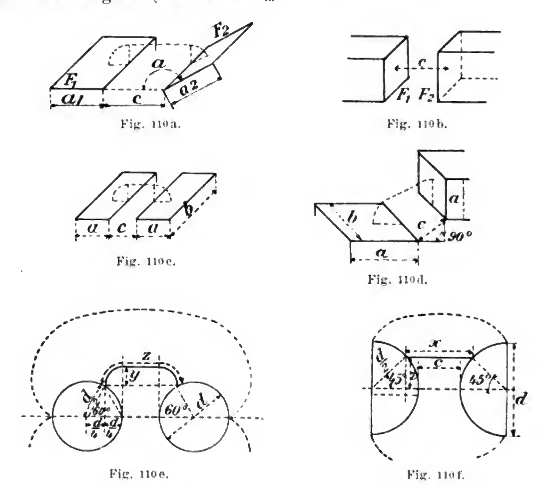


Fig. 110a. Fig. 110b. Fig. 110c. Fig. 110d. Fig. 110e. Fig. 110f.

a) 2 unter dem $\sphericalangle\ \alpha$ gegeneinander geneigte Flächen F_1 und F_2 (Fig. 110a)

$$\lambda'_m = \frac{\frac{1}{2}(F_1 + F_2)}{c + \frac{a_1 + a_2}{2} \times \frac{\pi}{2}\ \frac{\alpha}{180^0}} \quad \ldots\ldots \quad 31\,a)$$

b) 2 parallele Flächen F_1 und F_2 (Fig. 110b)

$$\lambda'_m = \frac{\frac{1}{2}(F_1 + F_2)}{c} \quad \ldots\ldots \quad 31\,b)$$

[1]) Wie bei elektrischen Widerständen, die parallel geschaltet sind, hat man auch hier für den resultierenden Widerstand den reziproken Wert der Summe der magnetischen Leitfähigkeiten zu bestimmen.

c) 2 Flächen F in einer Ebene (Fig. 110 c)

$$\lambda'_m = \frac{a\,b}{c + a\,\frac{\pi}{2}} \quad \ldots\ldots\ldots \quad 31\,c)$$

d) 2 Flächen senkrecht zueinander (Fig. 110 d)

$$\lambda'_m = \frac{a\,b}{c + a\,\frac{\pi}{4}} \quad \ldots\ldots\ldots \quad 31\,d)$$

e) 2 parallele Zylinder (Fig. 110 e) von der Länge l und dem Randabstand = c

$$\lambda'_m = \frac{d\,\pi\,l}{c + {}^3/_4\,d} \quad \ldots\ldots\ldots \quad 31\,f)$$

f) 2 parallele Halbzylinder (Fig. 109 f)

$$\lambda'_m = \frac{d\,\pi\,l}{2\,c + 0{,}6\,d} \quad \ldots\ldots\ldots \quad 31\,g)$$

Das Schema der Berechnung der AW pro Pol (nicht pro Polpaar) ist nun folgendes, sofern man zunächst K_a aus $E = \frac{p}{a}\,\frac{u\,Z\,K}{60 \cdot 10^8}$ bestimmt hat.

Maschinenteil	Weglänge in c	Mittlerer Querschnitt c²	Flux	Mittlere Induktion	AW pro c (aus Fig. 110)	AW total
Luftspalt .	δ	q_l	K_a	$B_l = \frac{K_a}{q_l}$	$aw_l = 0{,}8\,B_l$	$AW_l = aw_l \cdot \delta$
Ankerzähne	l_z	q_z	K_a	$B_z = \frac{K_a}{q_z}$	aw_z	$AW_z = aw_z \cdot l_z$
Ankerkern .	l'	q'	$K_a : 2$	$B' = K_a : 2\,q'$	aw'	$AW' = aw' \cdot l'$
Pol . . .	l_p	q_p	$K_p = \sigma \cdot K_a = K_a + K_s$	$B_p = K_p : q_p$	aw_p	$AW_p = aw_p \cdot l_p$
Joch . . .	l_j	q_j	$K_j = \frac{K_p}{2}$	$B_j = K_j : q_j$	aw_j	$AW_j = aw_j \cdot l_j$

$$AW_{total} = AW_l + AW_z + AW' + AW_p + AW_j \quad . \quad . \quad 32)$$

In obigem ist vorausgesetzt, daß im ganzen Pol und Joch der maximale Flux $K_a + K_s$ verläuft; in der Luft, in den Zähnen und im Anker nur K_a.

Tatsächlich ist der Uebergang von $K_a + K_s$ nach K_a ein ganz allmählicher, aber die obige Berechnungsart ist praktisch genügend brauchbar und sicher. Der Betrag für den Luftspalt ist in der Regel weitaus der größte, AW_j und besonders AW' sind häufig fast zu vernachlässigen.

b) AW für den Luftspalt.

α) Glatter Anker.

Ist l die Polschuhlänge (achsial) und P der Polbogen, so wäre in erster Annäherung P . l der Luftquerschnitt. Tatsächlich verlaufen aber noch eine Reihe Kraftlinien außerhalb dieses Querschnitts, die in Fig. 111 und 112 angedeutet sind. Außerdem wird aber der Luftquerschnitt durch vorhandene Ventilationskanäle etwas verengt, allerdings ist nicht direkt der Querschnitt dieser Luftkanäle abzuziehen, sondern ein wesentlich kleinerer Wert, da in diese Kanäle Kraftlinien hineinstreuen. Die zu-

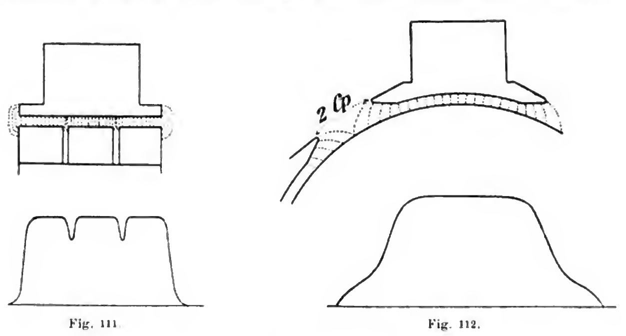


Fig. 111. Fig. 112.

sätzlichen Kraftlinien im Raume (Fig. 112) mögen dadurch berücksichtigt werden, daß man statt P setzt $P + \lambda\delta$, wobei λ von dem Verhältnis $\frac{c_p}{\delta} = \frac{\frac{1}{2}\text{ Pollücke}}{\text{Luftspalt}}$ in der durch die Kurve (Fig. 112 a) wiedergegebenen Weise abhängt. Die seitlichen Nutzlinien (Fig. 111) lassen sich dadurch berücksichtigen, daß man zum Luftquerschnitt $\frac{1}{2} P\delta$ schlägt[1]) und die Verengung durch z_k Kanäle der Breite b_k durch Ersatz von l durch $(l - \sigma z_k b_k)$, dabei ist σ in Abhängigkeit von $\frac{b_k}{\delta}$ aus Fig. 112b zu entnehmen.

[1]) Der Querschnitt für den seitlichen Flux ist $P \times g$, wenn g die Polschuhdicke und P der Polbogen ist; der Weg dieses Fluxes ist $\frac{\pi}{2}(\delta + g)$, so daß der auf δ reduzierte Querschnitt wird

$$P\delta \frac{2g}{\pi(\delta + g)},$$

der praktisch in der Regel gleich $\frac{1}{2} P\delta$ ist.

Damit wird der mittlere Luftquerschnitt

$$q_l = (P + \lambda\,\delta)\,(1 - \sigma\, z_k b_k) + {}^1\!/_2\, P\,\delta = \sim (P + \lambda\,\delta)\left[1 - \sigma\, z_k b_k + \frac{\delta}{2}\right]. \quad 33)$$

Vernachlässigt ist dabei die Tatsache, daß auf der Ankerseite der Eisenquerschnitt nicht voll vorhanden ist, sondern durch die gegenseitige Isolation der Bleche voneinander noch etwas verschmälert wird; diese Korrektur kann aber nur ganz gering sein, so daß sie weggelassen wird. Die effektive Eisenlänge ist nämlich

$$(l - z_k\, b_k)\, c = l'\, c = l_e, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 34)$$

worin $c = \sim 0{,}88$ für Papier und $= \sim 0{,}90$ für Lack- oder Oxydschichten als Isolation ist (c schwankt extrem zwischen 0,85 bis 0,92). Es ist

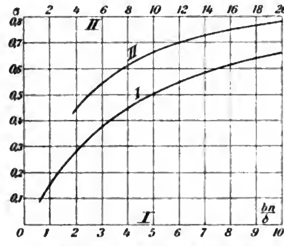


Fig. 112b. σ in f (b_n/δ) und (b_k/δ).

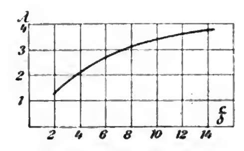


Fig. 112a. λ in f (c_p/δ).

aber nicht angängig, in obigen Ausdruck einfach diesen Wert c einzusetzen, sondern man hätte theoretisch genau zu nehmen

$$1 - \sigma\, z_k\, b_k - \sigma'\,(1 - c)\, l'$$

und müßte σ' aus Fig. 112 b entnehmen unter Voraussetzung einer Abszisse $= \dfrac{\text{Isolationsdicke pro Blech}}{\delta} < 0{,}05$.

Der Luftspalt δ glatter Anker setzt sich aus der auf dem Ankerkörper vorgesehenen Isolationsschicht von $\delta_i = 1$ bis 2 mm, aus der Wickelhöhe h_w, der Bandagenhöhe $h_b = \sim 1$ bis 2 mm und dem mechanisch erforderlichen Luftspalt $\delta_m = 2$ bis 7 mm zusammen:

$$\delta = \delta_i + h_w + h_b + \delta_m.$$

Bei Vierkantdrähten ist h_w leicht anzugeben, bei runden Drähten vom besponnenen Durchmesser d und m Lagen ist $h_w = m\,d$ oder, wenn ein Draht der oberen Lage zwischen zwei der unteren gewickelt wird,

$$h_w = d + (m - 1)\, d\,.\, 0{,}87.$$

β) Nutenanker.

Der Ausdruck für q_l wird analog wie oben; es bringen jedoch die Nuten eine ganz ähnliche Querschnittverringerung hervor wie die Kanäle, so daß man bei z_n Nuten pro Polbogen und einer Nutbreite $= b_n$ erhält

$$q_l = (P + \lambda\delta - \sigma' z_n b_n)\left(1 - \sigma z_k b_k + \frac{\delta}{2}\right) \quad . \quad . \quad 35)$$

$$z_n = \frac{\text{totale Nutzahl}}{2\,p} \cdot \frac{P + \lambda\delta}{\tau}, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 36)$$

falls τ die Polteilung bedeutet[1]).

Die Werte von σ sind wieder Fig. 112b zu entnehmen, die an Hand des Ausdruckes

$$\sigma = \frac{1}{90} \operatorname{arc\,tg}\left(\frac{b_n}{2\delta}\right) - 1{,}5\,\frac{\delta}{b_n} \log_{10}\left(1 + {}^1\!/\!_4\,\frac{b_n^2}{\delta^2}\right) \quad . \quad 37)$$

entwickelt ist (siehe El. World 1901, 30. Nov.), woher auch die Werte von λ stammen.

Bei obiger Berechnung von q_l ist jedoch vorausgesetzt, daß der Luftspalt δ durchweg gleich dem radialen Abstand zwischen dem Polrand und Zahnkrone ist, während tatsächlich verschiedene der Kraftlinien längere Wege zu durchlaufen haben, was aber in dem Ausdruck für q_l berücksichtigt ist.

Setzt man bei einem Nutenanker ohne Kanäle statt $P - \sigma z_n b_n$ einfach P, so hat man dafür δ zu vergrößern auf

$$\frac{\delta}{1 - \dfrac{\sigma\, b_n}{\tau_z}}, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 38)$$

falls τ_z die Zahnteilung an der Zahnkrone ist[2]).

---

[1]) Der Ausdruck von z_n ist eher etwas zu klein, da man wohl statt $\frac{P + \lambda\delta}{\tau}$ den Wert $\frac{P + 2\lambda\delta}{\tau}$ setzen sollte; um praktisch sicher zu gehen, ist aber obiger Ausdruck gewählt.

[2]) Arnold berücksichtigt den Einfluß der Nuten dadurch, daß er statt wie oben $(P - \sigma z_n b_n)\,l$ einfach $P\,l\,k_1$ setzt, und zwar ist

$$k_1 = \frac{\tau_z}{b_z + x\,\delta}, \quad .$$

τ_z = Zahnteilung, b_z = Zahnbreite oben, x ist empirisch in Abhängigkeit von b_n/δ bestimmt:

$\frac{b_n}{\delta} =$ 0,5	1	2	3	5	10
x = 0,44	0,82	1,38	1,77	2,29	3,10

Obiger Wert σ ist $= 1 - \frac{x}{b_n}\,\delta$. Die beiden Methoden stimmen praktisch genügend genau überein.

Die mittlere Luftinduktion B_l schwankt in praktischen Fällen zwischen 2000 bei sehr kleinen Maschinen und 12 000 bei großen Typen. Nicht selten gibt man auch die Polrandinduktion $\frac{K_a}{P l}$ als Kriterium an, ihr Wert liegt zwischen 1500 und 10 000.

c) AW für die Zähne.

Die Induktion im Eisen der Zahnkrone ist

$$B_{zo} = \frac{K_a}{z_n \, b_{zo} \, l_e} \qquad \ldots \ldots \ldots \quad 39)$$

und unten am Zahn

$$B_{zu} = \frac{K_a}{z_n \, b_{zu} \, l_e}, \qquad \ldots \ldots \ldots \quad 40)$$

sofern $l_e = (l - z_k \, b_k)\, c$ die effektive Ankerlänge, z_n die Zähnezahl unter einem Polbogen[1]) $= \frac{\text{totale Zähnezahl}}{2\,p} \; \frac{P + \lambda\,\delta}{\tau}$ und b_{zo} die Zahnstärke oben, b_{zu} diejenige am unteren Rande ist. Die beiden Werte sind jedoch ideeller Natur, d. h. sie sind unter der Voraussetzung richtig, daß durch die Nuten und die Blechisolation keine Kraftlinien verlaufen. Dies ist praktisch genügend richtig, bis man auf sehr hohe Zahnsättigungen von 19 000 und mehr kommt. Bei diesen hohen Werten hat man Korrekturen anzubringen, die folgendermaßen entwickelt werden: q_E sei in dem betreffenden Gesamtquerschnitt (z. B. an den Zahnkronen) der Teil, der durch Eisen ausgefüllt ist, q_L derjenige, der ganz unmagnetisch ist (Nuten und Blechisolation); ferner möge B_{zi} die ideelle, oben angegebene Zahninduktion, B_{zw} die wirkliche und B' die Induktion im unmagnetischen Teile sein. Es ist dann, falls von dem Gesamtflux K_a der Teil K_E durch das Eisen und K_L durch die Luft und die Isolation geht,

$$B_{zi} = \frac{K_a}{q_E} = \frac{K_E}{q_E} + \frac{K_L}{q_L} \cdot \frac{q_L}{q_E} \qquad \ldots \ldots \quad 41)$$
$$= B_{zw} + B' \,.\, k'.$$

Umgekehrt berechnet man B_{zw} aus

$$B_{zw} = B_{zi} - B' \,.\, k'.$$

Ist μ die wirkliche Permeabilität des Zahneisens, so ist $B' = \sim \frac{B_{zw}}{\mu}$, und sofern $\sigma' = \frac{l_e}{l_a}$ das Verhältnis der effektiven Eisenlänge zur totalen Ankerblechlänge samt Isolation und Kanälen[2])

[1]) Eigentlich werden noch mehr Zähne, namentlich an der Zahnwurzel, als dem Bogen $P + \lambda\,\delta$ entspricht, vom Flux durchsetzt, so daß die Zahninduktion sich noch etwas kleiner berechnen würde. Der Sicherheit halber ist jedoch in obiger Weise gerechnet worden.

[2]) Nach Hobart.

$$\frac{B_{zi}}{B_{zw}} = \frac{\sigma' b_z \mu}{b_z + b_n - \sigma' b_z + \sigma' b_z \mu}$$

für $\sigma' = 0{,}75$ (σ' schwankt etwa von $0{,}85 \div 0{,}70$)

$$\frac{B_{zi}}{B_{zw}} = \frac{\mu\, b_z}{1{,}33\, b_n + 0{,}33\, b_z + \mu\, b_z} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 42)$$

ein längerer Ausdruck, der am besten graphisch dargestellt wird (Fig. 113: B_{zw} in Funktion von B_{zi} für verschiedene k'). Bei der Ausrechnung der Kurvenwerte geht man zweckmäßig von B_{zw} aus, sucht das zugehörige μ $\left(\text{z. B. aus Fig. 110: } \mu = \frac{B}{1{,}26\ aw}\right)$ und findet damit B_{zi}. Für den praktischen Gebrauch entnimmt man jeweils zu den ideellen Werten B_{zo} und B_{zu} der Gl. 39 und 40, aus Fig. 113 die wirklichen, mit denen die Weiterrechnung anzustellen ist[1]). Da die Zahninduktion besonders bei kleinen Ankerdurchmessern und bei tiefen Zähnen von oben bis unten stark variiert, so werden auch die aw_z (pro c Länge) für die verschiedenen Zahnteile sehr verschieden, und zwar steigt der Wert von aw_z nicht geradlinig mit B_z, sondern viel rascher. Es ist deshalb ratsam, sich aw_{zo} für die Zahnkrone, aw_{zu} für die Wurzel und noch aw_{zm} für die mittlere Zahninduktion $B_{zm} = \frac{K_a}{z_n\, b_{zm}\, l_e}$ zu verschaffen und über der Zahntiefe h_y aufzutragen (Fig. 114), um graphisch die totalen AW_z als Flächeninhalt der Kurve zu finden. Oder man setzt

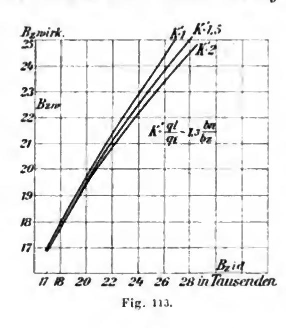


Fig. 113.

$$AW_z = \frac{h_y}{3} \cdot \frac{aw_{zu} + 4\, aw_{zm} + aw_{zo}}{2}.$$

In Näherungsfällen kann man häufig auch schreiben

$$AW_z = h_y \frac{aw_{zu} + aw_{zo}}{2}.$$

d) AW für den Ankerkern.

Der Querschnitt q' im Anker ist $b l_e$ (Fig. 115). Sind isolierte Bolzen vom Durchmesser x durch die Bleche gezogen, so ziehe man von der

[1]) In obigen Ermittlungen von B_{zw} aus B_{zi} ist allerdings nicht berücksichtigt, daß tatsächlich ein Teil des Fluxes, der durch die Nuten verläuft, allmählich in den Zahn übergeht, so daß am Zahnfuß der Flux größer ist als an der Zahnkrone In Fig. 113 sind Werte von μ für übliches Blech angenommen.

radialen Blechtiefe x oder $\frac{x}{2}$ ab, setze also $q' = (b - x)\, l_e$ oder $= \left(b - \frac{x}{2}\right) l_e$. Sind unisolierte[1]) Bolzen vorhanden, so ziehe man den ganzen Raum y unterhalb der Bolzen ab und schreibe $q' = (b - y)\, l_e$. Die mittlere magnetische Weglänge l' im Anker entnimmt man am besten aus der Zeichnung (Fig. 115) oder man setzt

$$l' = \frac{b}{2} + \frac{\pi\,(d_1 + d')}{4\,p}\left(\frac{P}{4\,\tau} + \frac{\tau - P}{2\,\tau}\right) = \sim 0{,}4\,\tau, \quad . \quad 43)$$

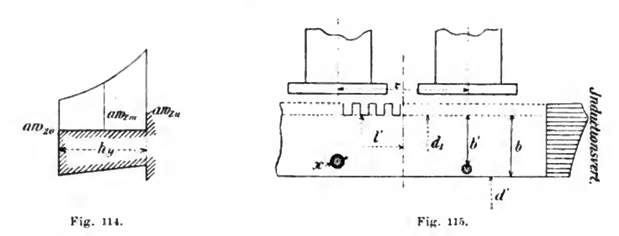


Fig. 114. Fig. 115.

wobei die Polteilung τ am Ankerumfang gemessen sein soll. Da die AW′ für das Ankereisen in der Regel sehr klein sind, ist diese Näherungsrechnung vollauf gerechtfertigt. Aus q' und K_a ergibt sich $B' = \frac{K_a}{2\,q'}$; das ist aber nur eine mittlere Ankerinduktion. In Wahrheit ist die Induktion sehr ungleich über den Querschnitt verteilt, umso ungleicher, je tiefer das Ankerblech in radialer Richtung und je kleiner der Ankerdurchmesser ist. Der Verlauf der Ankerinduktion (die Zähne eingerechnet) ist in Fig. 115 seitlich eingezeichnet: Die Zahninduktion steigt zuerst bis zur Zahnwurzel[2]), wo Zahninduktion = Ankerkerninduktion B'. Im weiteren fällt B' bis auf ein Minimum am inneren Blechrand. Die Größe von B' an den einzelnen Stellen hängt nicht allein von der zugehörigen magnetischen Weglänge, sondern auch von der Permeabilität ab, die bekanntlich mit B' selbst stark variiert[3]).

---

[1]) Unisolierte Bolzen wirken nicht nur querschnittverringernd, sondern auch als Gegen-AW. Will man weniger vorsichtig, aber in der Regel zutreffender vorgehen, so kann man sogar weniger als $\frac{x}{2}$ oder als $y = b - b'$, z. B. nur $\frac{y}{2}$ abziehen.

[2]) Ich glaube allerdings, daß der Uebergang von B_z auf B' sehr rasch erfolgt, eventuell schon nach Bruchteilen von Millimetern der Blechdicke.

[3]) Bei hohen Induktionen, etwa über 8 bis 10000, wirkt die Veränderlichkeit von μ ausgleichend auf die Induktionsverteilung, darunter vergrößert sie die Ver-

e) Streufluss.

Es sei nun

$$AW_l + AW_z + AW' = AW_f \quad \ldots \ldots \quad 44)$$

Auf den Polen selbst sind allerdings noch weitere AW für den Pol und das Joch aufzubringen; für die Streulinien, die aber jetzt zur Ermittlung des Fluxes K_p und K_j erforderlich sind, ist allein AW_f maßgebend. Für die Polschuhe leuchtet das ohne weiteres ein, da die am Polende (auf der Luftspaltseite) übrig bleibende magnetomotorische Kraft nur den Luftspalt und das Ankereisen zu überwinden hat. Anderseits wächst die magnetomotorische Kraft längs des Pols allmählich von o bis AW_f — die AW für den Pol selbst werden sofort aufgebraucht —, so daß für die Streulinien vom Pol aus im Mittel $AW_f : 2$ maßgebend ist, wobei

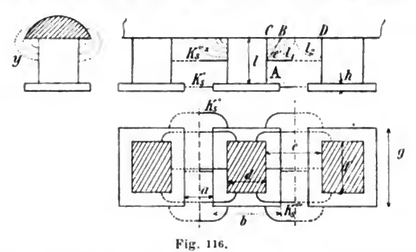


Fig. 116.

allerdings geradliniges Ansteigen von o bis AW_f vorausgesetzt ist. Jedenfalls ist es praktisch genügend genau, die von den Polschuhen ausgehenden Streulinien proportional AW_f und die von den Polen ausgehenden proportional $AW_f : 2$ zu setzen. Die gesamten Streulinien kann man aus vier Magnetflüssen[1]) (Fig. 116) zusammensetzen:

K_s' aus den Polschuhflanken,
K_s'' „ „ Polschuhstirnflächen,
K_s''' „ „ Polflanken,
K_s'''' „ „ Polstirnflächen.

Für die magnetischen Weglängen kann man nun entweder einfache geschätzte Mittelwerte einsetzen, wie das nachstehend der Fall ist und

schiedenheit. Die Induktionen B_x und B_y an zwei Stellen des Ankerquerschnitts sind gegeben durch die Beziehung

$$B_x : B_y = l_y \, \mu_x : l_x \, \mu_y,$$

falls l_x (l_y) die zu B_x (B_y) gehörige magnetische Weglänge (Kraftlinienlänge) im Anker, μ_x (μ_y) die B_x (B_y) entsprechende Permeabilität ist. Die Ermittlung der Verteilung kann kaum anders als durch Probieren oder experimentell geschehen.

[1]) Es sind allerdings noch andere schwer berechenbare Streuflüsse vorhanden, (z. B. Fig. 116, x und y), die aber nicht bedeutend sind.

praktisch vollauf genügt, oder man kann Integrale von der Form $\int AW \frac{l}{q}$ auswerten, was theoretisch richtiger ist. Die Widerstände der Streulinien im Eisen sind durchweg vernachlässigt. An Hand von Fig. 116 ist nunmehr für rechteckige Pole

$$K_s' = 5 \; AW_f \frac{g\,h}{a} \quad \ldots \ldots \ldots \quad 45)$$

$$K_s'' = 2{,}5 \; AW_f \frac{b\,h}{0{,}4\,b + 0{,}5\,a} \quad \ldots \ldots \quad 46)$$

$$K_s''' = 2{,}5 \; AW_t \frac{f\,.\,l}{e} \quad \ldots \ldots \ldots \quad 47)$$

$$K_s'''' = 1{,}3 \; AW_f \frac{l\,d}{0{,}4\,d + 0{,}5\,e} \quad \ldots \ldots \quad 48)$$

a ist der mittlere Abstand der Polschuhspitzen, e der mittlere Abstand der Pole. Sind die Polschuhe stark zugespitzt, so ist entweder h um einige Prozent zu verkleinern oder der Abstand a etwas größer in die Formeln einzusetzen.

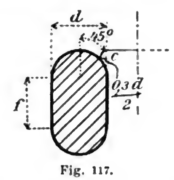


Fig. 117.

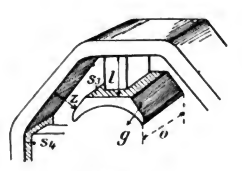


Fig. 117 a.

Für ovale Pole (Fig. 117) bleibt alles bestehen, nur ist K_s'''' zu ersetzen durch

$$K_s'''' = 2 \; AW_f \frac{l\,d}{0{,}5\,e + 0{,}2\,d} \quad \ldots \ldots \quad 49)$$

Derselbe Wert gilt auch für runde Pole, wofür überdies $K''' = o$ ist[1]). Der gesamte Streuflux wird

$$K_s = K_s' + K_s'' + K_s''' + K_s'''' \quad \ldots \ldots \quad 50)$$

Ist die Polzahl gering, so werden die Abstände a, e etc. stark

[1]) Bei genauer Integration erhält man für K_s'' bei Rechteckpolen

$$K_s'' = 4 \; AW_f \; h \; \log_{10}\left(1 + \frac{\pi\,.\,b}{2\,.\,h}\right)$$

und

$$K_s'''' = 2 \; AW_f\,.\,l\,.\,\log_{10}\left(1 + \frac{\pi\,d}{2\,e}\right).$$

Sobald $l_1 + l_2 < e$ (Fig. 116), was bei kleinen Durchmessern eintritt, geht der obere Teil der Polstreulinien nicht mehr von Pol zu Pol, sondern vom Pol zum Joch.

gekrümmt; man entnimmt sie dann am besten schätzungsweise aus der Zeichnung oder ersetzt e durch 2 e′ (Fig. 116), wenn A B = e′ so gewählt wird, daß A Mitte Pol und $CB = \frac{1}{4}$ CD ist; vorausgesetzt ist, daß $2\,e' < e$.

Zu obigen Kraftlinien kommen eventuell noch Streulinien K_s'''' vom Polschuh nach dem Joch (Fig. 117 a)

$$K_s'''' = 1{,}3\ AW_f \left[\frac{0{,}5\ (S_3 + S_4)}{l} + \frac{2\,g\,o}{z}\right] \quad . \quad . \quad 50\,a)$$

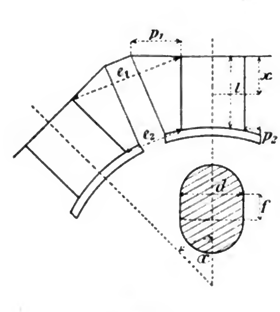



Fig. 117 b.

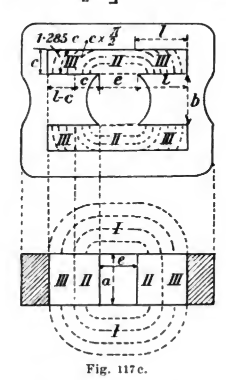


Fig. 117 c.

Werden die Feldspulen nach Fig. 117 b konisch gewickelt [1]), so ändern sich die Ausdrücke für K_s''' und K_s'''' wesentlich, nämlich für ovale Pole und die geraden Seitenflächen

$$K_s''' = \frac{5\ AW_f\ .\ f}{(p_1 + p_2)\,l} \int_0^l \frac{(p_1 + p_2)\,l + (p_1 - p_2)\,(l - x)}{e_2\,l + (e_1 - e_2)\,(l - x)}\,dx$$

$$= \frac{5\ AW_f\ .\ fl}{(p_1 + p_2)\,(e_1 - e_2)^2}\left[\frac{e_1}{e_1 - e_2}\Big\{e_1\,(p_1 + p_2) - 2\,p_1\,e_2\Big\}\log_{nat}\frac{e_1}{e_2}\right.$$

$$\left. - \frac{e_1\,(3\,p_2 + p_1) - e_2\,(3\,p_1 + p_2)}{2}\right] \quad . \quad . \quad . \quad 50\,b)$$

Für die Halbzylinder ist

$$K_s''' = \frac{5\ AW_f\ .\ f}{(p_1 + p_2)\,l} \int_0^l \frac{(p_1 + p_2)\,l + (p_1 - p_2)\,(l - x)}{\frac{\pi}{4}\ d\,l + e_2\,l + (e_1 - e_2)\,(l - x)}\,x\,dx.$$

[1]) Nach einer freundlichen Mitteilung von Herrn Ingenieur Krantz.

Da die zweipoligen Gehäuse (Fig. 96 und 97) öfter verwendet werden, gebe ich auch dafür die Berechnung der Streulinien. Für die eisengeschlossene Type (Fig. 117 c) sind die Streulinien, die von den Polen ausgehen [1]),

$$K_s' = 1{,}3\ AW_f \left[\frac{b\,l}{e + l\,\frac{\pi}{2}} + \left(1 + \frac{l - c}{l}\right)\frac{a\,c}{e + c\,\frac{\pi}{2}} + \frac{l - c}{l} \cdot \frac{a\left(1 - \frac{c}{2}\right)}{1{,}28\ c}\right] \quad . \ . \ . \ . \ . \ . \quad 50\,c)$$

Fig. 117 d.

Fig. 117 e.

Fig. 117 f.

Fig. 117 g.

Dazu kommen noch die Streulinien von den Polschuhen aus (Fig. 117 d u. 117 e)

$$K_s'' = 1{,}3\ AW_f \frac{b\,(i + j)}{e + i\,\frac{\pi}{2}} \quad . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \quad 50\,d)$$

Zwischen Polschuh und Joch (Fig. 117 e) treten auf

$$K_s''' = 1{,}3\ AW_f \left[\frac{2\,g\,f}{z} + \frac{S_3}{z + k\,\frac{\pi}{4}}\right] \quad . \ . \ . \quad 50\,e)$$

$$K_s = K_s' + K_s'' + K_s'''.$$

[1]) Die drei Ausdrücke in der Klammer entsprechen den Streulinien I, II und III Fig. 117 b. Die Figuren 117 c und ff., sowie die zugehörigen Formeln sind „Wiener“ entnommen.

Für die Hufeisentype gilt (Fig. 117f) zunächst zwischen den rechteckigen Polen[1])

$$K_s' = 1{,}3\ AW_f \left[\frac{a\,l}{2c} + \frac{b\,l}{c + b\,\frac{\pi}{2}}\right] \quad \ldots \quad 50f)$$

zwischen ovalen Polen (Fig. 117g)

$$K_s' = 1{,}3\ AW_f \left[\frac{(a-b)\,l}{2\,c} + \frac{b\,\pi\,l}{2\,c + 1{,}5\,b}\right] \quad \ldots \quad 50g)$$

zwischen den Polschuhen (Fig. 117f und 117h)

$$K_s'' = 1{,}3\ AW_f \frac{g\,(f + 2\,h)}{e + g\,\frac{\pi}{2}} \quad \ldots \quad 50h)$$

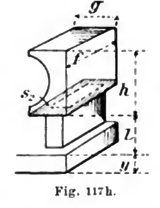


Fig. 117h.

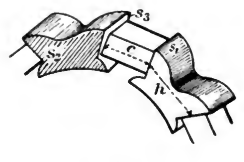


Fig. 117i.

zwischen Polschuh und Joch (Fig. 117h)

$$K_s''' = \frac{S_2}{l} + \frac{f\,h}{l + (h + y)\,\frac{\pi}{4}} \quad \ldots \quad 50i)$$

$$K_s = K_s' + K_s'' + K_s'''.$$

Für die eigenartige Thury-Form (Fig. 117i) gilt

$$K_s = 2{,}6\ AW_f \left[\frac{S_3}{c} + \frac{S_1 + S_2}{c + h\,\frac{\pi}{4}}\right] \quad \ldots \quad 50k)$$

Für schätzungsweise Auswertung der Streuung kann man sich folgender Werte für den Streukoeffizienten σ bedienen:

			große	kleine Typen
Die Ausführung	Fig. 96	ergibt	$\sigma = 1{,}3$	bis 1,5,
	Fig. 97	„	$\sigma = 1{,}1$	„ 1,3,
	Fig. 98 und 99	„	$\sigma = 1{,}1$	„ 1,4.

Ein guter Mittelwert für den letzten Fall ist 1,2. Für Typen der Fig. 97 bis 99 und Leistungen < 1 KW rechne man mit 1,4 bis 1,5;

[1]) Für abgerundete Ecken ändert sich das Resultat nicht nennenswert.

für Fig. 96 mit 1,5 bis 1,6. Für Näherungsrechnungen kann man auch $AW_f = 1{,}1$ bis $1{,}3\ AW_l$ setzen. σ wächst mit abnehmendem[1]) Verhältnis $\frac{D}{2p}$.

Der Streukoeffizient ist bei variabler Erregung verschieden, er hängt auch, wie später zu sehen ist, von der Belastung ab, so daß er bei genauen Rechnungen stets für den Einzelfall zu ermitteln ist. Eine 150 KW-Maschine ergab z. B. ballistisch folgende Streuungskoeffizienten σ

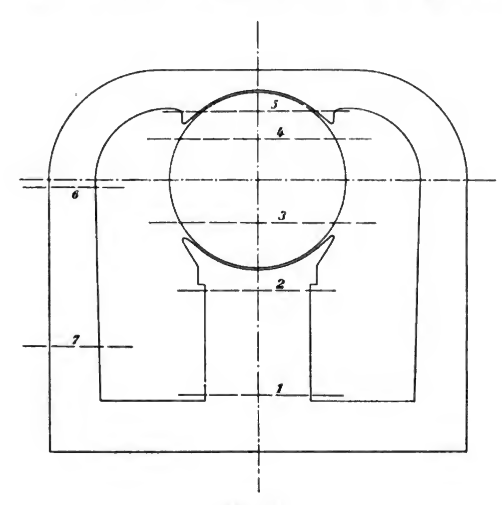


Fig. 117k.

in Abhängigkeit des Erregerstroms J_n. σ_1 ist das Verhältnis Flux im Pol am Außenende zu Ankerflux,

$$\sigma_2 = \frac{\text{Flux Mitte Pol}}{\text{Ankerflux}},$$

$$\sigma_3 = \frac{\text{Flux am Innenende des Pols}}{\text{Ankerflux}},$$

$$\sigma_4 = \frac{\text{Flux im Joch}}{\text{Ankerflux}}.$$

[1]) D Ankerdurchmesser.

J_n Ampère	z_1	z_2	z_3	z_4
2,5	1,25	1,19	1,13	1,20
6	1,16	1,16	1,09	1,14
(normal) 11	$1{,}16_5$	1,12	1,07	1,12
19	1,20	1,22	1,11	1,12

Eine äußerst interessante Streuungsmessung an der zweipoligen Folgepoltype Fig. 117 k ist mir von Herrn Ingenieur J. B. Krantz mitgeteilt worden: Der Flux an den mit 1, 2 ... bezeichneten Stellen ergab sich ballistisch:

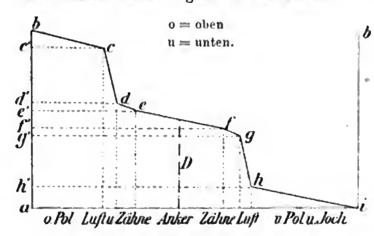


Fig. 117 l.

Stelle	Flux	
1	1,38	
2	1,25	
3	1,14	Mittel 1
4	0,86	
5	0,85	
6	1,0	beide Jochhälften.
7	1,2	

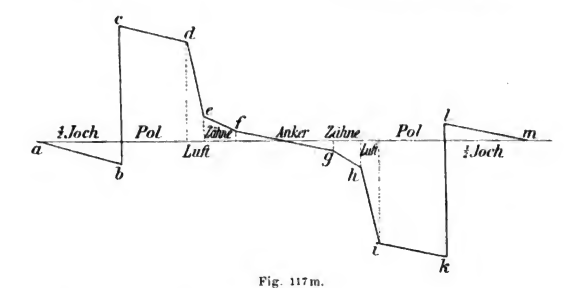


Fig. 117 m.

Der Anker hat also oben einen viel (30%) kleineren Flux als unten, überdies herrscht zwischen Anker und Joch eine beträchtliche magnetische Potentialdifferenz, wodurch Streulinien durch die Achse etc. verlaufen. Man kann den Verlauf des mag-

netischen Potentialgefälles nach Fig. 117 l für eine solche Type darstellen: a b ist die in der Erregerspule erzeugte magnetomotorische Kraft, auf der bewickelten Pollänge b c tritt ein magnetischer Potentialabfall b c' ein, im unteren Luftspalt c d ein solcher c'd', in den Zähnen d'e', im Anker e'f', in den oberen Zähnen f'g', im oberen Luftspalt g'h' und im unbewickelten Pol und im Joch h'a'. Zwischen Achse und Joch herrscht das magnetische Potential e'a bezw. f'a'. Es ist ferner g'h' < c'd'. Bei einer Maschine mit zwei Feldspulen, je eine oben und unten, ist dieser Verlauf ganz anders, siehe Fig. 117 m: b c = h l sind die beiden magnetomotorischen Kräfte der Feldspulen, a b und

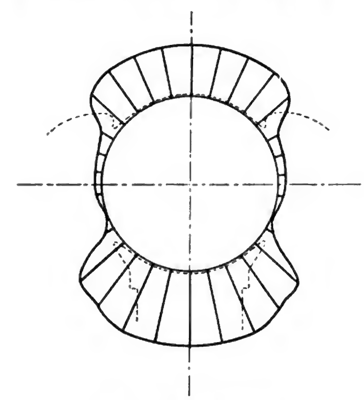


Fig. 117 n. Kollektorkurve.

h m ist der magnetische Abfall im Joch, c d und i k in den Polen, d e und h i in der Luft, e f und g h in den Zähnen, sowie f g im Anker. Zwischen Joch und Anker ist überhaupt keine Potentialdifferenz. Für die Folgepoltype ist in Fig. 117 n zur weiteren Veranschaulichung der schlechten magnetischen Verhältnisse die elektrische Potentialverteilung um den Kommutator aufgetragen, woraus erstens zu ersehen ist, daß der Flux oben wesentlich kleiner ist als unten, und zweitens, daß die neutrale Zone gegen den horizontalen Durchmesser nach unten gerückt ist!

f) AW für Pol und Joch.

Aus $K_a + K_s = K_p$ ergibt sich nunmehr B_p; den Querschnitt q_p und die mittlere Weglänge l_p entnimmt man der Zeichnung (Fig. 118). Dasselbe gilt für das Joch, wobei allerdings wie beim Anker zu berücksichtigen ist, daß die Weglängen der einzelnen Kraftlinien verschieden sind und daß die Induktion vom Innenrand nach außen abnimmt. Die AW_j sind indes in der Regel nicht groß, so daß man (Fig. 118)

$$l_j = \frac{D_a \pi}{4 p}$$

setzen kann.

Beim ersten Entwurf hat man l_p und daran anschließend l_j zu schätzen, bei Maschinen unter 20 KW ist $l_p = 40$ bis 100 mm und wächst für Maschinen über 500 KW auf 250 bis 500 mm.

Je länger man den Pol macht, desto kleiner wird die mittlere Windungslänge der Erregerspule, d. h. desto weniger Erregerkupfer ist bei gleicher AW-Zahl erforderlich, desto größer wird ferner die ausstrahlende Oberfläche und desto geringer der Unterschied zwischen äußerer und innerer Temperatur, aber desto mehr Eisen oder Stahl ist für Pole und Joch aufzuwenden, auch die AW_{p+j} steigen.

Für die Polschuhe sind ebenfalls AW aufzuwenden. Bestehen die Polschuhe aus Stahl oder Schmiedeisen, so sind die für sie erforderlichen AW in den allermeisten Fällen verschwindend klein, da der Weg kurz und die Induktion wesent-

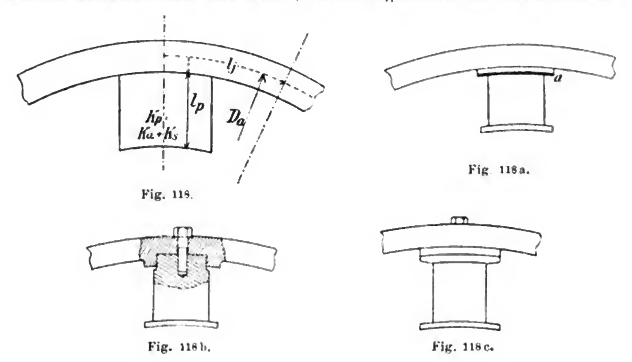


Fig. 118. Fig. 118a. Fig. 118b. Fig. 118c.

lich kleiner als im Pol (gewöhnlich < 10000) ist. Sind die Polschuhe aus Gußeisen, so sind namentlich zum Uebergang von der hohen Polsättigung in die kleinere Polschuh- oder Luftinduktion eventuell eine nennenswerte Anzahl AW erforderlich, deren Berechnung nicht einwandfrei möglich ist, siehe weiter unten. Jedenfalls mache man die Polschuhdicke möglichst klein, um die AW, bezw. das Gehäuse überhaupt, und die Streuung nicht unnötig zu vergrößern. Bei kleinen Maschinen seien Stahl- oder Schmiedeisen-Polschuhe 5 bis 20 mm dick, bei großen Maschinen 20 bis 40 mm (an der dünnsten Stelle in der Mitte); bei Gußeisen kann man 10 bis 50% mehr nehmen. Bei der Hufeisentype (Fig. 96) ist es allerdings angezeigt, die AW für die Polschuhe an Hand einer mittleren Weglänge und einer mittleren Induktion zu ermitteln, da sie immer von Bedeutung sein können.

Alle Trennfugen im magnetischen Kreis wirken wie ein Luftspalt von entsprechender Tiefe; dieser ist umso größer, je weniger solid und fest die Flächen aufeinander gepreßt sind und je kleiner die Induktion ist. Von besonderem Einfluß sind Trennfugen, wenn der Uebergang von Stahl oder Schmiedeisen in Gußeisen erfolgt, ganz besonders wenn alles Material hoch gesättigt ist (14 bis 16000). Zur Reduktion des Uebergangswiderstandes ordneten die General Electric Co. früher und Lahmeyer & Co. jetzt noch zwischen den Stahlpolen und dem Gußeisenjoch schmied-

eiserne Uebergangsbleche a von 2 bis 10 mm Dicke an (Fig. 118a), in denen die Induktion von etwa 15000 auf die Jochdichte von 5 bis 7000 übergehen kann. Manchmal läßt man die Pole auch in das Joch etwas ein (Fig. 118b) oder gibt ihnen oben einen Flantsch (Fig. 118c). Tatsächlich handelt es sich aber prozentuell um einen geringen Zuwachs der AW, selbst wenn man direkt Stahl auf Gußeisen schraubt; dieser Zuwachs liegt in der Regel innerhalb der Unsicherheit der Berechnung des magnetischen Kreises, so daß sich die Verteuerung der Maschine durch die Hilfsmittel (Fig. 118a bis 118c) in der Regel nicht lohnt. Leider liegen über diesen Gegenstand keine Meßresultate vor bezw. nur solche für Flächen aus gleichem Material. Im letzten Fall kann man zur Berücksichtigung des Uebergangswiderstandes einen äquivalenten Luftspalt von $\delta_a = 0{,}04$ bis 0,01 mm einsetzen.

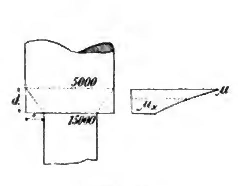


Fig. 118d.

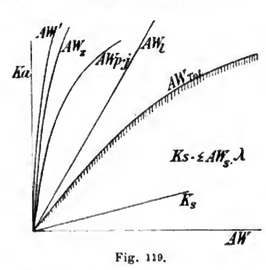


Fig. 119.

Denkt man sich einen Flux von der Dichte 15000 aus einem runden Stahlstab in einen Gußeisenrundstab mit der Dichte 5000 übergehen, so kann man (Fig. 118d) bei der Annahme, daß sich der Flux nach einer Tiefe von d cm völlig ausgebreitet hat, die erforderlichen AW setzen

$$AW = 0{,}8 \frac{B_m}{\mu_m} \frac{2\,d + s\sqrt{1 + \left(\frac{d}{s}\right)^2}}{3}$$

$$\frac{B_m}{\mu_m} = \frac{1}{6}\left(\frac{15\,000}{10} + 4\,\frac{10\,000}{55} + \frac{5000}{200}\right) = 620$$

$$AW = \sim 0{,}8 \,.\, 620 \,.\, \frac{s}{3} = 60\, D_g \text{ (in cm)}$$

$(D_g + 2\,s = \sqrt{3}\,.\,D_g)$. Ist also $D_g = 30$ (große Maschinen), so ergäbe diese Rechnung 1800 AW für den Uebergang, für $D_g = 10^c$ (kleine Maschinen) wird AW = 600. Dazu ist noch $0{,}8\,B\,\delta_a$, also in obigem Falle $= 0{,}8 \,.\, 15\,000 \,.\, 0{,}04 = 480$ bezw. $^1/_4$ davon = 120 zu schlagen. (D_g = Poldurchmesser.)

Für das Aufzeichnen der Leerlaufscharakteristik ist es zweckmäßig, sich eine Reihe Kurven zu verschaffen, welche (Fig. 119) den Zusammenhang zwischen K_a und AW_l, K_a und AW_z, K_a und AW', sowie K_a und $AW_p + AW_j$ darstellen. Aus der Summation dieser Einzelkurven findet sich die Charakteristik.

Aendert man an einer Maschine den Luftspalt δ, so ist der ganze magnetische Kreis neu durchzurechnen, da sich mit δ namentlich auch die Streuung ändert.

g) Erregung für die belastete Maschine. Ankerrückwirkung.

Fließt durch die Ankerwicklung ein Strom, so werden die Verhältnisse des magnetischen Kreises verändert, und zwar in der durch Fig. 120 angedeuteten Weise, worin s_f die Feldspulen und s_a die Anker-AW sein sollen. Die durch den Ankerstrom erzeugten AW bedingen nach diesem Bild eine Verzerrung des Gesamtfeldes, d. h. eine wesentliche Verlängerung der Kraftlinien, aber auch die Zahl der totalen erregenden Ampèrewindungen (Feld- und Anker-AW zusammen) wird geändert, für manche Kraftlinien wird sie größer, für manche kleiner. Ließe sich der genaue Verlauf der durch die Anker-AW verzerrten Kraftlinien (Fig. 121) leicht ermitteln, so wäre

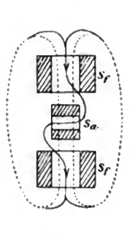
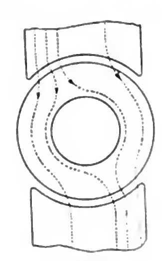


Fig. 120.


Fig. 121.

die Bestimmung der erforderlichen Feld-AW für Belastung nicht schwierig. Das ist aber nicht der Fall; man hat sich deshalb mit mehr oder minder zuverlässigen Näherungsmethoden abzufinden. Das einfachste, rein empirische Vorgehen ist derart, daß man für die elektromotorische Kraft E für Vollast ($E = E_k + \Sigma J w$, siehe S. 17) zunächst den früher angegebenen Wert $AW_f = AW_l + AW_z + AW'$ pro Pol aufsucht und dazu 20 bis 50% der Anker-AW pro Pol, also 0,2 bis 0,5 $AW_a = c \,.\, AW_a$ schlägt. Diese Summe $AW_f' = AW_f + c\, AW_a$ ist dann weiter wie AW_f bei Leerlauf zu verwerten zur Ermittlung von K_s und schließlich zur Ermittlung von $AW_{total} = AW_f' + AW_p + AW_j$. Die Anker-AW pro Pol sind einfach[1])

$$AW_a = \frac{J_a}{2\,a} \frac{Z}{2\,p\,.\,2} = \frac{J_a\,Z}{8\,a\,p} \quad \ldots\ldots \quad 51)$$

[1]) Da die Windungen keine gemeinsame grade Achse haben, sondern über den Polbogen verteilt sind, ist AW_a tatsächlich kleiner; für eine zweipolige Maschine $= \frac{2}{\pi} \frac{J_a\,Z}{8\,a\,p}$. Bei hoher Polzahl geht $\frac{2}{\pi}$ in 1 über.

Bei Sehnenwicklung hebt sich ein Teil der Anker-AW in sich auf (Fig. 91), man setze dann

$$AW_a = \frac{J_a Z}{8 a p} \frac{y_1}{Z_w : 2 p}, \quad \ldots \ldots \quad 52)$$

worin y_1 dem Kommutatorschritt und $Z_w : 2 p$ der Polteilung entspricht. Für Ringanker ist $AW_a = \frac{J_a Z}{4 a p}$.

Ein zweiter Weg ist der, daß man zunächst für Maschinen, deren Bürsten genau in der neutralen Zone, also in einer Ebene senkrecht zur Feldrichtung liegen, die Ampèrewindungen AW_f mit obigem Ausdruck AW_a rechtwinklig zusammensetzt (Fig. 122), um als Hypotenuse die auf dem Feld für den Luftspalt und Anker aufzuwendenden Ampèrewindungen AW_f' zu erhalten, die in besprochener Weise zur Eruierung von K_s und AW_{total} zu benützen sind. — Bei Belastung hat man theoretisch genommen die Bürsten so weit vorzuschieben, bis das aus Feld- und Anker-AW resultierende Feld, das von den unter den Bürsten liegenden Spulen umfaßt wird, ein Maximum ist, bezw. bis die Stelle erreicht ist, wo $\frac{d K_a}{d t} = 0$, d. h. wo die momentane Kraftlinienänderung ungefähr Null ist[1]).

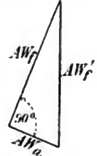


Fig. 122

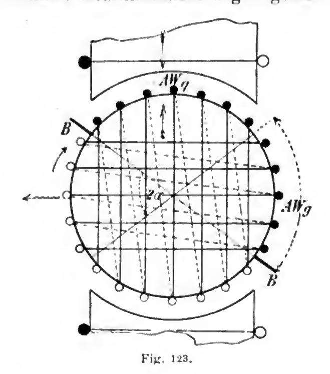


Fig. 123.

Ist der Vorschubwinkel gegen die neutrale Zone α, so lassen sich die gesamten AW_a in zwei senkrechte Richtungen zerlegen, in Gegen-AW = AW_g, welche in dem Winkelraum 2α (Fig. 123) liegen und deren

[1]) Tatsächlich hat man noch etwas mehr zu verschieben, was aber die Betrachtungen nicht beeinflußt.

Achse mit derjenigen der äußeren Feld-AW zusammenfällt, und ferner in Quer-AW = AW_q, die senkrecht zu AW_g stehen. In Fig. 123 sind Stäbe mit abwärts fließenden Strömen als volle Ringe und solche mit aufwärts fließenden als leere Ringe dargestellt. Man ersieht, daß bei Bürstenvorschub die AW_g direkt den Feld-AW entgegenwirken, während die AW_q wie früher das Feld verzerren bezw. die magnetischen Weglängen verlängern. Nach dieser Anschauung kann man AW_f und AW_g direkt zusammensetzen und die Hypotenuse AW_f' (Fig. 124) eines rechtwinkligen Dreiecks suchen, dessen Katheten $AW_f + AW_g$ und AW_q sind. AW_f' ist dann in gewohnter Weise weiter zu benützen. Die Werte von AW_g und AW_q sind

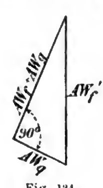


Fig. 124.

$$AW_g = AW_a \frac{2\alpha p}{360^0}, \qquad 53)$$

$$AW_q = AW_a \frac{360^0 - 2\alpha p}{360^0}. \qquad 54)$$

Ist eine größere Bürstenverschiebung α aus der Neutralen erforderlich, was bei modernen guten Maschinen allerdings nicht der Fall ist, so kann man sie bis unter die Polspitze voraussetzten. Dann läßt sich auch schreiben, falls $2\,c_p$ der Polspitzenabstand ist,

$$AW_g = AW_a \frac{2\,c_p}{\tau}, \qquad 55)$$

$$AW_q = AW_a \frac{P}{\tau}, \qquad 56)$$

sofern τ die Polteilung ist. Für besonders gute Maschinen, deren Bürsten in der neutralen Zone arbeiten, kann $AW_g = 0$ und $AW_q = AW_a$ gesetzt werden.

Durch diesen rechtwinkligen Zuschlag der AW_q zu den AW_f hat man jedenfalls die durch die Feldverzerrung durch die Anker-AW erzeugte Verlängerung des Kraftlinienweges in der Luft und im Polgehäuse in prinzipiell richtiger Weise berücksichtigt, da man die verzerrte Kraftlinie als Hypotenuse eines rechtwinkligen Dreiecks auffassen kann, dessen Katheten die ursprüngliche unverzerrte Länge und die durch das Ankerfeld hervorgebrachte Verzerrung proportional AW_q sind.

Den besten Einblick in die Verhältnisse bei Belastung erhält man durch einzelne Ermittlung des durch die Feld-AW erzeugten Magnetfeldes und des durch die Anker-AW_a hervorgebrachten Feldes. In Fig. 125 sind beide Felder 1 und 2 eingezeichnet und zu dem resultierenden Feld 3 bei Belastung zusammengesetzt. Durch die Belastung wird die vorher konstante Luftinduktion B_m so verzerrt, daß an einer Polspitze (an der

auflaufenden) ein Minimalwert B_{min}, an der anderen (ablaufenden) ein Maximalwert B_{max} entsteht. Diese Verzerrung erstreckt sich fast auf den ganzen Kreis, auf die Pole, Polschuhe, den Luftspalt, die Zähne und den Anker. Das Feld 3 (Fig. 125) sollte der Ermittlung der AW_{total}

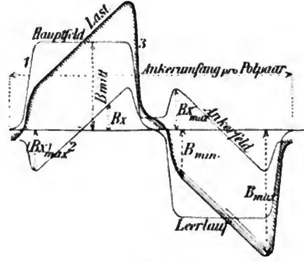


Fig. 125.

für Belastung zu Grunde gelegt werden, was aber meist zu umständlich ist.

Die Felddichte B_x des Ankerfeldes 2 (Fig. 125) im Luftspalt ermittelt man aus Fig. 126 in folgender Weise. Die Ankerfeldinduktion B_x im Abstand x von der Polmitte ist unter Vernachlässigung aller Widerstände im Eisen gegeben durch die Beziehung

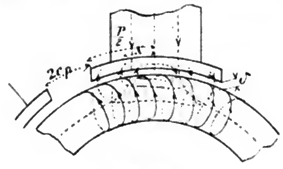


Fig. 126.

$$0{,}8\, B_x\, \delta = AW_a \frac{P}{\tau} \cdot \frac{2\,x}{P} = AW_a \frac{2\,x}{\tau}.$$

Der Maximalwert $(B_x)_{max}$ ist dann

$$(B_x)_{max} = \frac{AW_a \cdot P}{0{,}8\,\delta \cdot \tau}. \quad \ldots \ldots \quad 57)$$

Für Ringanker ersetze 2 x durch x und in (57) P durch $\frac{P}{2}$.

Bei dieser Berechnung ist, wie gesagt, nur der Luftwiderstand berücksichtigt. Bei hohen Zahnsättigungen ($>$ 20 000) sowie bei hohen Pol- und Polschuhsättigungen wird jedoch unter Umständen das Ankerquerfeld durch den Widerstand im Eisen

ganz bedeutend gegen obige Werte reduziert, und zwar ist es im wesentlichen zunächst der Wert von B_{max} (Fig. 125), der herabgedrückt wird, während B_{min} nicht wesentlich beeinflußt wird. Diese Tatsache gibt nun zur folgenden Begleiterscheinung Veranlassung. Die Fläche der Kurve 1 sowie der Kurve 3 (Fig. 125) entspricht dem jeweiligen Gesamtflux K_a pro Pol bei Leerlauf bezw. bei Vollast. Wird nun der Wert von B_{max} in Kurve 3 herabgedrückt, während B_{min} ungefähr bestehen bleibt, so wird die Fläche von 3 verkleinert, d. h. der Gesamtflux K_a wird reduziert. Man hat dann eine entsprechend größere AW-Zahl aufzubringen, um die Fläche der Kurve 3 gleich dem gewünschten Flux K_a bei Belastung zu machen. Die Verzerrung bedingt also in diesem Falle eine Steigerung der aufzuwendenden Erreger-AW, was bei der ersten Annahme, die Eisenwiderstände seien vernachlässigbar klein, nicht

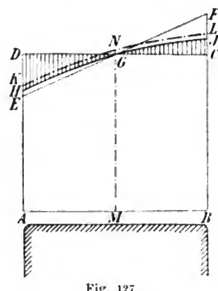


Fig. 127.

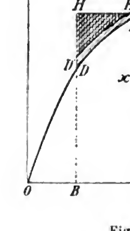


Fig. 127 a.

der Fall war. Dabei ist Fläche 1 = Fläche 3 (Fig. 125). In Fig. 127 ist dieses Ergebnis für das Luftfeld am Polschuhrand noch besonders erläutert. Die Fläche A B C D entspreche dem unverzerrten Feld, das zu der elektromotorischen Kraft bei Vollast gehört. Bei Belastung tritt das verzerrte Feld A B F E auf, sofern der Eisenkreis rings um die Anker AW herum niedrig gesättigt ist, wobei A B F E = A B C D. Sind dagegen die Eisensättigungen hoch, so tritt eine Kurve H G J an Stelle von E G F, da eine Sättigung B F wegen des hohen Eisenwiderstandes, der mit steigender Induktion B noch wächst, gar nicht auftreten kann. Es ist dann Fläche A B J G H $<$ A B C D.

Man hat nun eine Fläche A B L K zu suchen, deren Inhalt = A B C D ist und deren Begrenzungslinie in erster Annäherung parallel H J verläuft. Die Zunahme an AW für die Verzerrung entspricht dann den aus der Leerlaufcharakteristik zu entnehmenden Werten AW, die zu M G und M N gehören[1]).

Obschon wohl zu beachten ist, dass der Widerstand des Ankerfeldes ein wesentlich anderer ist als der des Hauptfeldes, benützt Arnold in erster Annäherung für die besprochene Korrektion die gewöhnliche Leerlaufcharakteristik Fig. 127 a. B D und C G sind die Induktionen an den Polrändern, Fläche B D E G C soll dem Totalflux pro Pol entsprechen, Fläche D H E $>$ E G F. Man zieht nun D′ E′ G′ bis Fläche B D′ E′ G′ C = B H E F B ist, wobei der neuen mittleren Ordinate A E′ ein Mehr von x AW entspricht. (D′ G′ horizontal herüberprojiziert.)

---

[1]) In Wirklichkeit verläuft L K nicht parallel H J, L liegt etwas tiefer und K etwas höher, aber praktisch ist obiges Vorgehen vollständig genügend.

Die Werte von B_{max} und B_{min} (Fig. 125), die für die Kommutation von einiger Bedeutung sind, ergeben sich zu

$$B_{mittel} \pm (B_x)_{max}$$

oder auch

$$\left.\begin{matrix} B_{max} \\ B_{min} \end{matrix}\right\} = B_{mittel} \cdot \frac{AW_f' \pm AW_a \frac{P}{\tau}}{AW_f'} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 58)$$

B_{min} soll möglichst $>$ 1000 bis 2000 sein. Dasselbe Kriterium (nämlich die Verzerrung soll möglichst klein und B_{min} möglichst groß sein) läßt sich einfacher auch so schreiben

$$\frac{AW_f}{AW_a \cdot \frac{P}{\tau}} = \frac{AW_{Luft + Zähne}}{AW_{a\ unter\ Pol}} \geqq 1 \text{ bis } 1{,}5. \quad . \quad . \quad 59)$$

Nunmehr geschieht die Ermittlung der AW_{total} für Vollast in folgender Weise: Man sucht sich zu der elektromotorischen Kraft $E = E_{kv} + J_a (w_a + w_k)$ oder allgemeiner[1]) $E = E_{kv} + \Sigma Jw$ den Flux K_a aus Gl. 2. Zu K_a gehören die Amperewindungen $AW_f = AW' + AW_z + AW_l$. Berechne $AW_a = \frac{J_a Z}{8 a p}$ und $AW_g = AW_a \frac{2 \alpha p}{360^0}$, sowie $AW_q = AW_a - AW_g$. Bei guten Maschinen, deren Bürsten in der neutralen Zone arbeiten, setze $AW_g = 0$ und $AW_q = AW_a$. Bei Sehnenwicklung ist $AW_g = 0$ und $AW_q = AW_a \frac{y_1}{Z_w : 2p}$.

Bilde (Fig. 123) aus $AW_f + AW_g$ und AW_q als Katheten ein rechtwinkliges Dreieck mit der Hypotenuse AW_f', die zur Ermittlung von K_s zu benützen ist[2]). Aus $K_a + K_s$ ergeben sich die AW_{p+j} für die Pole und das Joch. $AW_f' + AW_{p+j}$ sind die gesamten pro Pol erforderlichen Feld-AW für die Belastung mit dem angenommenen Ankerstrom J_a und bei der Klemmenspannung E_{kv}. Sind $AW_f'' + AW''_{p+j} = AW_{le}$ die zur Erzeugung der Klemmenspannung E_{kl} bei Leerlauf erforderlichen Feld-AW, so ergibt die Differenz $AW_{total} - AW_{le}$ den Mehraufwand an Erregung für Belastung gegenüber Leerlauf an. Bei einer Nebenschlußmaschine oder bei Fremderregung ist diese Aenderung durch den Feldregulierwiderstand (Feldregler) hervorzubringen. Die Compound-

[1]) E_{kv} soll die Klemmenspannung bei Vollast sein, die z. B. größer als die Klemmenspannung E_{kl} bei Leerlauf verlangt werden kann. Auch die Tourenzahl u_v bei Vollast kann anders (kleiner) als diejenige (u_l) bei Leerlauf sein, was bei Ermittlung des Fluxes K_v für Vollast und K_l für Leerlauf aus Gl. 2 zu beachten ist.

[2]) Die Streulinien sind also bei Vollast grösser als bei Leerlauf, auch der Streukoeffizient σ ist bei Belastung in der Regel anders (grösser) als bei Leerlauf. Die verschiedenen Werte sind stets verknüpft durch die Beziehung:

$$K_s \text{ (leer)} : K_s \text{ (Last)} = AW_f \text{ (leer)} : AW_f' \text{ (Last)}.$$

maschine führt sie eventuell automatisch aus. Die Ermittlung der Nebenschluß-Ampèrewindungen AW_n sowie der Serien-Ampèrewindungen AW_s ergibt sich an Hand des obigen in einfacher Weise. Aus der Klemmenspannung $E_{k\,l}$ bei Leerlauf findet sich der Flux

$$K_l = \frac{60 \cdot 10^8 E_{k\,l}}{u_l\, Z}$$

und[1]) dazu der Wert AW_{le}. Zu der Klemmenspannung $E_{k\,v}$ bei Volllast gehört der Flux

$$K_v = \frac{60 \cdot 10^8 (E_{k\,v} + \Sigma J w)}{u_v\, Z}$$

und der Wert AW_{total}. Dann sind die erforderlichen Nebenschluß-Ampèrewindungen $= AW_{l\,e}$ und die Serien AW

$$AW_s = AW_{total} - AW_{l\,e} \frac{E_{k\,v}}{E_{k\,l}},$$

woraus sich die Windungszahlen ergeben zu

$$z_n = \frac{AW_{l\,e}}{J_n} \text{ für den Nebenschluß}$$

und

$$z_s = \frac{AW_s}{J_s} \text{ für die Serienwicklung,}$$

sofern J_s der Strom in der Serienwicklung ist, der ungefähr gleich dem Anker- oder Nutzstrom ist. In der Regel macht man z_s etwas größer, um sicher zu gehen. Man legt dann parallel zu z_s einen justierbaren[2])

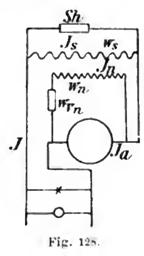


Fig. 128.

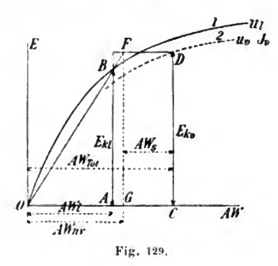


Fig. 129.

Nebenschluß Sh (Fig. 128), mit dessen Hilfe die Compoundierung genau eingestellt wird. Wählt man die Serienwicklung so, daß bei Vollast eine höhere Spannung auftritt als bei Leerlauf, so ist die Maschine übercompoundiert.

[1]) u_l = Leerlauftourenzahl, u_v = Vollasttourenzahl.

[2]) Sh = Shunt.

Graphisch findet man die AW_s aus Fig. 129 folgendermaßen, nachdem man AW_{le}, AW_{total} und die Kurve 1 (elektromotorische Kraft in Abhängigkeit von AW bei der Leertourenzahl u_l) sowie 2 (Klemmenspannung E_k in Abhängigkeit von AW bei den Vollasttouren u_v und dem Vollaststrom J_v) bestimmt hat: $OA = AW_{le}$; $AB \perp OA$; CD = Volllastspannung E_{kv}; die Parallele durch D mit OC schneidet OB in F; $FG \perp OC$; $AW_s = GC$.

Aus den bisherigen Erörterungen ist ersichtlich, daß eine ganz zuverlässige rechnerische Berücksichtigung der Ankerreaktion kaum existiert. Für ausgeführte Typen lassen sich diese Verhältnisse am besten dadurch studieren, daß man für konstante Tourenzahl[1]) die Leerlaufcharakteristik in Abhängigkeit der Erregung J_n und ferner für eine Reihe Erregerströme, auch für sehr kleine, die Abhängigkeit der Klemmenspannung vom äußeren Strom ermittelt. Ferner gibt die Abhängigkeit des Kurzschlußstromes vom Erregerstrom einen guten Anhaltspunkt darüber, wieviel Feld-AW einer gegebenen Zahl Anker-AW äquivalent sind. Außerdem müssen die Ohmschen Abfälle genau bekannt sein; die Versuche sollten mit den Bürsten in der neutralen Zone und bei verschiedenen anderen Bürstenstellungen gemacht werden[2]).

An Hand solcher Versuche findet man, daß für die üblichen Belastungsverhältnisse (Leerlauf bis 5/4 Vollast) das bis jetzt beschriebene Verfahren gute Resultate gibt, nämlich die AW_g, die aber gewöhnlich nur 1/2 bis 1/4 von $AW_a \frac{2c_p}{\tau}$ oder gar 0 sind, direkt zu AW_f zu schlagen und aus $AW_f + AW_g$ und AW_q ein rechtwinkliges Dreieck zu bilden. Zudem berücksichtigt man den Mehraufwand an AW für die Verzerrung bei hohen Eisensättigungen nach Fig. 127. Ein anderes Verfahren gibt jedoch bis zum Kurzschluß befriedigende Resultate: Man schlägt die AW_g und außerdem c . AW_q ganz direkt geradlinig zu AW_f, d. h. man setzt

$$AW_f' = AW_f + AW_g + c\,AW_q$$

oder bei Bürsten in der Neutralen

$$AW_f' = AW_f + c\,AW_a.$$

c ist nach Versuchen etwa 0,2 bis 0,3. Außerdem ist bei hohen Sättigungen die Verzerrung nach Fig. 127 zu berücksichtigen. Daß die Konstruktion mit dem rechtwinkligen Dreieck für Werte von $AW_a > AW_f$ nicht mehr zuverlässig ist, liegt darin, daß in diesem Falle die Kraftlinienverlängerung durch Feldverzerrung nicht mehr dem früher erwähnten Gesetze folgt und überdies tritt dann auch der Fall ein, daß in die Gl. 1 nicht mehr der ganze Flux K bezw. nicht mehr die ganze Leiterzahl Z einzusetzen ist, siehe S. 14 Anm. 2. — Die Ermittlung des Kurzschlußstroms J_k geschieht nun nach obiger Beziehung folgendermaßen:

$$AW \text{ für } \Sigma J_k w + AW_g + c\,AW_q = AW_{Feld}.$$

AW_{Feld} ist bei Serien- und Compoundmaschinen $z_s J_k$, Σw ist der Anker- und

---

[1]) Diese Tourenzahl kann man zur Vermeidung von Funkenbildung recht niedrig wählen.

[2]) Sehr genauen Einblick erhält man in diese Verhältnisse durch Aufnahme von Kollektorkurven für Leerlauf, verschiedene Belastungen und für das Ankerfeld allein.

Bürstenwiderstand sowie derjenige des Kurzschlusses selbst. Der Zusammenhang von AW und $\Sigma J_k w$ ist aus der Leerlaufcharakteristik zu entnehmen. $AW_g + c\, AW_q$ kann man $= c' J_k$ setzen $\left(c' = \frac{Z}{8a} \frac{\alpha}{180} + c \frac{Z}{8a} \frac{180-\alpha}{180}\right)$. Dann ist $f(J_k \Sigma w) = (z_s - c') J_k$.

Durch Probieren unter Zuziehung der Leerlaufcharakteristik findet man jeweils J_k. Umgekehrt kann man aus dieser Beziehung an Hand von Versuchen c' und damit c ermitteln [1]).

Die Theorie, daß die Ankerrückwirkung sich in einer Verlängerung der Kraftlinien im ganzen magnetischen Kreis bemerkbar macht, ist von Picou ausgearbeitet worden. Ist δ die unverzerrte Kraftlinienlänge im Luftspalt, so ist nach ihm die verzerrte $\delta' = \sqrt{\delta^2 + x^2}$, falls

$$x = \frac{AW_q}{AW_f + AW_q \frac{y}{P}} \frac{\delta^2}{P},$$

sofern y der Abstand des betrachteten Punktes von der Polmitte ist (x in Fig. 126).

h) Wahl der Induktionen.

Die Wahl der Anker- und Zahninduktionen hat zunächst mit Rücksicht auf die Erwärmung und den Wirkungsgrad, die der Zahninduktion auch mit Rücksicht auf die Feldverzerrung und die mechanische Herstellung zu geschehen [2]). Da die Luftinduktion im wesentlichen die Feld-AW bestimmt, so wählt man sie zusammen mit dem Luftspalt δ, der an sich durch mechanische Gründe nach unten begrenzt ist, derart, daß etwa $AW_l \geq AW_a$; außerdem ist aber B_l mehr oder weniger an die Wahl von $B_{z\,0}$ und von B_p geknüpft. Die Wahl der Pol- und Jochinduktion, welche keine Hysteresis- und Wirbelstromverluste hervorbringen, wie dies bei B_z und B' der Fall, sollte man zunächst so hoch als möglich nehmen, aber nur insoweit, als man sich auf dem unteren Ast der Charakteristik befindet, wo B und AW in roher Annäherung proportional sind. Kommt man über das Knie der Charakteristik herauf, so braucht man zur weiteren Steigerung von B unverhältnismäßig viel AW, d. h. viel Erregerkupfer. Es gibt nun Werte von B, die von Eisensorte zu Eisensorte etwas schwanken, welche ein Minimum von Poleisen + Erregerkupfer, d. h. ein Minimum für den Preis des Feldgestells geben. Geht man mit B höher, so benötigt man bei wenig Eisen viel Erregerkupfer und riskiert überdies, daß bei gewissen unvermeidlichen Ungenauigkeiten

[1]) Eine 10polige Maschine mit $AW_a = 5100$ erforderte im Kurzschluß unter Abrechnung der Ohmschen Verluste (200 AW) bei vollem Ankerstrom 1200 Feld-AW bei Bürsten in Neutralstellung, bei $\alpha_p = 7{,}4^0$ jedoch 1700, und bei $\alpha_p = -7{,}4^0$ ca. 750 Feld-AW. $\alpha_p = 7{,}4^0$ entspricht ein Wert $AW_g = 200$. Bei Vollast sind für die Ankerreaktion bei $\alpha_p = 7{,}4^0$ ca. 1950 AW auf dem Feld aufzuwenden ($B_z = 25\,000$).

[2]) Anhaltspunkte folgen später.

praktisch ∞ viele AW erforderlich werden; bei kleineren Werten von B wird viel Eisen und wenig Erregerkupfer notwendig.

In Fig. 129a ist für einen Stahlgußring eine solche Minimumrechnung durchgeführt. In Abhängigkeit der Induktion B (Ordinaten) sind aufgetragen:

1. B — H Kurve;
2. das Erregerkupfer (nimmt mit B zu);
3. das Stahlgewicht (nimmt mit B ab);
4. das Gesamtgewicht mit einem Minimum bei B = ∾ 15000;
5. die Totalkosten für Stahl und Kupfer mit einem Minimum bei B = ∾ 14000;
6. der Effektbedarf zur Erregung, der mit B wächst, und zwar für B > 15000 sehr stark;
7. die magnetische Weglänge (oder Pollänge), die bei B ∾ 15000 ein Minimum zeigt.

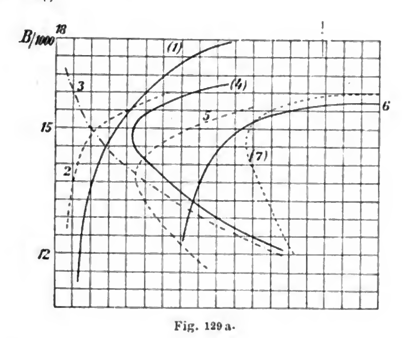


Fig. 129a.

Hohe Sättigung hat noch den Vorteil, daß die Spannungsregulierung bei variabler Last mit wachsender Polinduktion besser wird. Alle diese Gesichtspunkte zusammengenommen führen zu dem Schluß, mit der Polinduktion zwischen 14000 und 15500 und mit der Jochinduktion, sofern keine Erregerspulen auf dem Joche liegen, zwischen 12000 und 14500 zu bleiben, Stahl vorausgesetzt.

Die Magnetisierungskurve von Stahl hat die Eigenschaft bei B = 14 bis 16000 sehr scharf umzubiegen, während das Ansteigen bei Gußeisen viel gleichmäßiger — ohne ausgesprochenes Knie — geschieht. Bei Maschinen mit Stahlgehäuse erreicht man deshalb leichter gute Spannungsregulierung, riskiert aber auch eher, daß die Feld-AW nicht ausreichen, als bei Gußeisen.

Für die Wahl der Induktionen ist die folgende Tabelle nützlich:

	Praktisch gesättigt bei B =	Praktisch obere Grenze B =
Schmiedeisen	21000	16500
Stahlguß	20000	15500
Bestes Gußeisen	14000	8500
Gewöhnliches Gußeisen	12000	7500

i) Bestimmung der Polzahl.

Heutzutage baut man nur noch kleine Typen von Gleichstrommaschinen zweipolig. Die Vorteile der mehrpoligen Maschinen sind zahlreich; der Preis, das Gewicht, die Kommutations- und Erwärmungsverhältnisse fallen in der Regel zu Gunsten der höherpoligen Type aus. Baut man um einen gegebenen Ankerdurchmesser statt zweier Pole mit

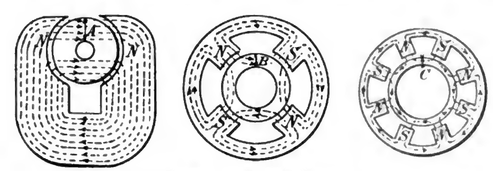


Fig. 129b. Einfluß der Polzahl.

dem Flux K_1 2 p Pole mit dem Gesamtflux $p \,.\, K_p = K_1$ (Fig. 129b)[1]), so reduziert man die radiale Blechtiefe, die Länge der Endverbindungen der Ankerspulen, d. h. das tote Ankerkupfer, ferner die AW_a pro Pol und damit die erforderlichen AW_f pro Feldpol[2]), so daß man, selbst wenn die totalen AW aller Pole ungefähr gleich bleiben, geringere Wickeltiefe und größere ausstrahlende Oberfläche der Feldspulen erzielt. Die Pole füllen den Raum um die Maschine gleichmäßiger aus, werden kürzer und leichter. Ebenso fällt das Joch dünner und kürzer aus. Bei hoher Polzahl kann man überdies ohne Verteuerung der Maschine den Ankerdurchmesser vergrößern und die Breite reduzieren, wodurch die Erwärmungs- und Kommutierungsverhältnisse des Ankers verbessert werden. Durch die höhere Polzahl ist am Kommutator die Verwendung einer erhöhten Bürstenspindelzahl gegeben, wodurch die Kommutatorlänge verkürzt wird. Es gibt allerdings auch eine Begrenzung der Polzahl nach oben, die dann eintritt, wenn die Herstellung der vielen

[1]) Nach Wiener.

[2]) Die kleineren Feldspulen vielpoliger Maschinen sind auch leichter zu transportieren.

Pole, Feldspulen und Verbindungen den Preis erhöht, wenn das Joch mechanisch zu schwach wird und die Feldstreuung der nahe beisammenliegenden Pole eine gewisse Grenze übersteigt, wenn der Luftspalt, der mit zunehmender Polzahl aus elektrischen Gründen immer kleiner werden könnte, die mechanisch zulässige Grenze unterschreitet[1]), wenn ferner die Spannung pro Segment ebenfalls aus mechanischen Gründen, welche in der zulässigen Minimaldicke der Segmente von etwa 3 mm liegt, nicht unter 12 bis 15 Volt mehr gehalten werden kann und wenn schließlich die Bürstenspindeln und Bürsten so nahe zusammenkommen, daß ein Ueberschlagen nicht mehr wirksam verhindert werden kann. Wählt man Schleifenwicklung, so kann man für die Polzahl noch weniger hohe Werte zulassen, da bei vielen Polen der Strom pro Zweig klein ausfällt und damit die Ankerleiter zahlreich und dünn werden, ebenso die Kommutatorsegmente, so daß die Type unverhältnismäßig teuer, allerdings in der Regel bezüglich Kommutation sehr gut wird.

Bei hoher Polzahl ist die Gefahr, daß Ausgleichströme auftreten oder sich die Erscheinung der selektiven Kommutation zeigt (die einzelnen Bürstenspindeln belasten sich verschieden), größer als bei wenig Polen. Für gleiche Leistung macht man bei geringer Tourenzahl die Polzahl größer als bei hoher Tourenzahl. Rationell wäre es auch — aber nicht im Interesse der Massenfabrikation — bei niedriger Spannung mehr Pole zu nehmen als bei hoher Spannung.

k) Berechnung der Drahtstärke und Windungszahl der Erregerspulen.

Ist die Erregerspannung einer im Nebenschluß oder fremd erregten Maschine E_n, so ist zunächst (Fig. 21 oder 22)

$$E_n = J_n (w_n + w_v),$$

wobei w_n mit der Erwärmung der Maschine etwas variiert. Der warme Widerstand w_{nw} der Nebenschlußwicklung ist bei t^0

$$w_{nw} = w_{nk} [1 + 0{,}038 (t - t_k)],$$

falls w_{nk} der kalte Widerstand bei $t_k^0 (= \infty 15^0)$ ist[2]). Meist kann man näherungsweise setzen $w_{nw} = 1{,}2 \, w_{nk}$. Um verschiedene Unsicherheiten in der Berechnung zu decken und auch noch die Spannung etwas über die normale steigern zu können, wählt man die Verhältnisse gewöhnlich so, daß auch bei vollbelasteter, warmer Maschine noch etwas Vorschalt-

[1]) Es ist bei kleinem Luftspalt nicht nur die Gefahr des Schleifens, sondern auch eintretendes Heulen des Ankers, ferner Wirbelstromverluste in den Polschuhen zu berücksichtigen.

[2]) 0.038 wird in der Regel durch 0,04 erregt.

widerstand w_v im Erregerkreis liegt, und zwar macht man

$$J_n \, w_{nw} = c \, E_n \qquad \qquad 60)$$

und $c = 0{,}7$ bis $0{,}9$, im Mittel $0{,}8$[1]).

Ist z_n die Windungszahl einer Erregerspule und u_m der mittlere Umfang (Fig. 130) einer Windung, so ist[2])

$$w_n = \sigma \frac{z_n \, u_m}{q_n} \, 2 \, p, \qquad \qquad 61)$$

wenn q_n der Querschnitt des Erregerdrahtes ist. Kombiniert man 60 und 61 mit

$$J_n \, z_n = AW_{total}, \qquad \qquad 62)$$

so ergibt sich

$$q_n = \sigma \frac{AW_{total} \, u_m}{c \, . \, E_k} \, 2 \, p. \qquad \qquad 63)$$

Für σ setze man $0{,}0175 \, [1 + 0{,}038 \, (t - 15)] = \infty \, 0{,}02$. Das Resultat runde man stets nach oben auf. Für runde Drähte ergibt sich nun der blanke Durchmesser

$$d_b = 2 \sqrt{\frac{q_n}{\pi}},$$

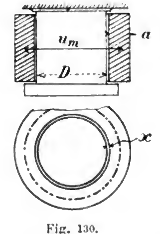


Fig. 130.

bei rechteckigen Drähten ganz entsprechend die blanken Abmessungen. Mit Rücksicht auf die Erwärmung der Spulen nimmt man eine bestimmte Stromdichte i_s in dem Erregerdraht an und findet dann den Erregerstrom

$$J_n = q_n \, i_s, \qquad \qquad 64)$$

$i_s = 2{,}5$ (kleine Typen) bis $1{,}0$ (große Maschinen). Nun ist die Windungszahl einfach

$$z_n = \frac{AW_{total}}{J_n}. \qquad \qquad 65)$$

Die Ermittlung des mittleren Windungsumfanges geschieht so, daß man erst die Abmessungen des bloßen Poles (Fig. 130) ermittelt. Auf diesem liegt eine Isolationslage oder ein Spulenkasten von der Dicke x. Nun kommt dazu noch beiderseitig die halbe Wickelhöhe $\frac{a}{2}$. Bei einem runden Pol vom Durchmesser D_p ist

$$u_m = \pi \, (D_p + 2 \, x + a), \qquad \qquad 66)$$

[1]) Zweckmäßig kontrolliert man nachträglich, ob die Maschine tatsächlich in der Lage ist, bei voller Tourenzahl vollbelastet bei kurzgeschlossenem Regulator etwa 10% mehr als die volle Spannung zu geben, bezw. volle Spannung bei um 10% reduzierter Tourenzahl.

[2]) u_m in Meter, q_n in qmm.

bei einem rechteckigen von den Abmessungen m und n

$$u_m = 2\,[m + n + 4\,x + 2\,a], \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 67)$$

bei einem ovalen von der Dicke D_p und der Gesamtlänge $D_p + f$ (zwei Halbkreise vom Durchmesser D_p als äußere Begrenzung und dazwischen ein Rechteck $D_p \times f$)

$$u_m = \pi\,(D_p + 2\,x + a) + 2\,f, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 68)$$

x ist in der Regel 3 bis 15 mm, je nach Größe des Pols und nach Ausführung.

Bei Bestimmung der Pollänge hat man zu beachten, daß außer der eigentlichen Wickelhöhe oben und unten je noch Flantsche mit Isolation von 3 bis 15 mm Dicke vorzusehen sind.

Die Umspinnung δ_s ist bei dünnen Drähten bis 1 mm Φ etwa 0,2 bis 0,3 mm insgesamt (beiderseitig), darüber 0,35 bis 0,65 im Mittel 0,5 mm. Hat man nun eine bestimmte Wickelhöhe a aus Gründen der Ventilation angenommen (a = 30 bis 60 mm, bei sehr großen Maschinen eventuell bis 100 mm), so ergibt sich die Zahl der übereinanderliegenden Drähte (Lagenzahl) bei rundem Querschnitt q_n zu

$$z_1 = \frac{a}{d_b + \delta_s}, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 69)$$

welche Zahl auf Ganze abgerundet wird. Die Zahl der Drähte nebeneinander in der Polrichtung ist dann

$$z_2 = \frac{z_n}{z_1} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 70)$$

und die Wickelhöhe b in der Polrichtung ist damit

$$b = z_2\,(d_b + \delta_s). \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 71)$$

Der Pol hat natürlich um die erforderlichen Flanschendicken etc. länger zu sein. Bei rechteckigem Querschnitt gilt sinngemäß dasselbe. Der stärkste, runde Draht, den man zu verwenden pflegt, ist etwa 8 bis 10 mm im Durchmesser stark. Darüber und auch sonst verwendet man flaches Kupferband, das entweder hochkant (2) oder flach (1) aufgewickelt wird (Fig. 131); es ist diese Ausführung besonders für Serienspulen üblich.

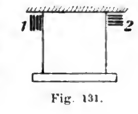


Fig. 131.

Es ist wiederholt betont worden, den Querschnitt q_n genügend reichlich zu nehmen. Reicht nämlich die Erregung einer Maschine mit konstanter Erregerspannnng nicht aus, so kann man durch Zuwickeln weiterer Windungen nichts erreichen, sondern nur dadurch, daß man die Spulen vollständig neu mit dickerem Draht wickelt. Es sei z. B. $(J_n)_{max}$ der maximal erreichbare Erregerstrom, wenn E_n direkt an die Erregerwicklung w_{nw} ohne Vorschaltwiderstand angeschlossen ist. Es sei aber zur Erzeugung der normalen Klemmenspannung E_k bei Vollast $1{,}2\,(J_n)_{max} \times z_n$ erforderlich. Versucht man das durch Zuwickeln z. B. von $z_x = 0{,}2\,z_n$ Windungen bei gleichem Querschnitt q_n wie vorher zu erreichen, derart, daß dann $z_n + z_x = 1{,}2\,z_n$

Windungen vorhanden sind, so erreicht man folgendes. Der Widerstand der z_x Windungen ist

$$w_x = \varrho \frac{z_x u'_m}{q_n} 2p.$$

wobei $u'_m > u_m$ ist, u'_m sei z. B. 1,1 u_m. Dann wird der Gesamtwiderstand

$$w_{nw} + w_x = w_{nw} + 0{,}2 \,.\, 1{,}1\, w_{nw} = \infty\, 1{,}22\, w_{nw}.$$

Da $(J_n)_{max} = \frac{E_n}{w_{nw}}$ ist, so tritt nunmehr nach dem Zuwickeln auf

$$J_x = \frac{E_n}{1{,}22\, w_{nw}} = 0.82\, J_{n\,max}.$$

Die AW, die vorher $(J_n)_{max} \,.\, z_n$ waren, sind jetzt

$$0{,}82\, J_{n\,max} \,.\, 1{,}2\, z_n = 0{,}98\, (J_n)_{max}\, z_n,$$

also weniger geworden. Allgemein ausgedrückt ist die erreichbare Feld-AW-zahl

$$AW = \frac{C \,.\, d^2}{D_p + z_1\, d}$$

falls d der Durchmesser des Erregerdrahts, z_1 die Zahl der Wickellagen, C eine Konstante und D_p der Poldurchmesser ist, d. h. bei konstantem d nimmt AW mit zunehmendem z_1 ab. Falls die Erwärmung nicht zu groß wird (J_n steigt mit $< z_1$), erreicht man eher durch Abwickeln etwas.

Die Ermittlung der Serienwicklung der Compoundmaschinen geschieht aus $z_s = \frac{AW_s}{J_s}$; die Stärke bezw. der Querschnitt q_s der Serienwindungen ergibt sich aus der Stromdichte $i_s = 0{,}8$ bis $2{,}0$

$$q_s = \frac{J_s}{i_s} \qquad \qquad 72)$$

Man verwendet in der Regel Kupferband (Fig. 131) mit einer dünnen Seite = 0,1 bis 2 mm; manchmal auch starke Rund- und Vierkantdrähte.

Die Berechnung der Erreger-AW von Serienmaschinen, die allerdings verhältnismäßig selten gebaut werden, geschieht ähnlich wie für Nebenschlußmaschinen. Es ist nur zu bedenken, das der Erregerstrom = Ankerstrom = Nutzstrom ist, falls man die Serienwicklung nicht durch einen Widerstand nebenschließt. Die Windungszahl der Erregerspulen der Seriendynamo ist direkt der Quotient aus AW_{total} und dem bekannten Hauptstrom.

Bezüglich der Ausführung der Erregerspulen ist zu beachten, daß bei gleichem Wickelsinn jede andere Spule umgekehrte Stromrichtung (umgekehrte Anschlüsse) oder bei gleicher Stromrichtung umgekehrten Wickelsinn haben muß. Man schalte möglichst alle Spulen hintereinander, auch die der Serienwicklung. Ausnahmsweise kann man auch zwei parallele Gruppen anordnen (1. 3. 5. . . . Pol und 2. 4. 6. . . . je in Serie). Bei Parallelschaltung ist die Gefahr vorhanden, daß einzelne Spulen je nach ihrem Widerstand mehr Strom führen als andere; das ist be-

sonders bei der dicken Wicklung der Fall, bei der der Widerstand der Lötstellen schon eine nennenswerte Rolle spielt. Die Parallel- und Gruppenschaltung hat allerdings den bestechenden Vorteil, daß man z. B. für 470, 230, 115 Volt dieselben Spulen verwenden kann (470 Volt alles in Serie, 230 Volt 2 Gruppen, 115 Volt 4 Gruppen). Der dickere Draht bei reiner Serienschaltung bei 115 und 230 Volt ist allerdings rationeller und billiger. Halbe und Bruchteile von Windungen gibt es nicht, braucht man $3\frac{1}{2}$ Windungen pro Pol, so ordne man abwechselnd 3 und 4 Windungen an. Wickelt man tatsächlich $\frac{1}{2}$ Windungen auf, so wirken sie auf dem einen Pol wie eine volle Windung, auf dem anderen gar nicht.

l) Regulatoren.

Die Größe und Dimensionierung des Feldreglers erfolgt in nachstehender Weise: Für Leerlauf ist der Erregerstrom

$$J_{nl} = \frac{AW_{le}}{z_n} = \frac{E_{nl}}{w_{nk} + w_{vl}},$$

worin E_{nl} die vorhandene Erregerspannung bei Leerlauf und w_{vl} der gesuchte Regulatorwiderstand ebenfalls bei Leerlauf sein soll. Es ist also der größte Vorschaltwiderstand (1. Stufe)

$$w_{vl} = \frac{E_{nl}}{AW_{le}} z_n - w_{nk} \quad \ldots \ldots \ldots \quad 73)$$

Da der größterforderliche Regulatorwiderstand zu ermitteln ist, so ist angenommen, daß für den extremsten Fall die Maschine kalt ist (w_{nk} nicht w_{nw}). Sicherheitshalber kann man w_{vl} noch etwas (10%) größer wie oben nehmen. Die kleinste (letzte) Stufe mit dem Widerstand w_{vv} (Vorschaltwiderstand bei Vollast) ergibt sich aus[1])

$$J_{nv} = \frac{AW_{total}}{z_n} = \frac{E_{nv}}{w_{nw} + w_{vv}}$$

(die Indizes v bedeuten Vollast), nämlich

$$w_{vv} = \frac{E_{nv}}{AW_{total}} z_n - w_{nw}, \quad \ldots \ldots \quad 74)$$

w_{vl} ist für eine Beanspruchung mit dem kleinen Erregerstrom J_{nl} zu bemessen, w_{nv} für J_{vv}. Für die Zwischenstufen gelten entsprechend dazwischenliegende Belastungen. Der Widerstand für Teillasten wird in ganz gleicher Weise bestimmt. Die Stufung wird an anderer Stelle

[1]) E_{nv} und E_{nl} kann z. B. für Maschinen, die leer 500 Volt, vollbelastet 550 Volt geben sollen, verschieden sein. AW_{le} kann auch für eine andere Tourenzahl gelten wie AW_{total}.

erörtert. Es sei nur bemerkt, daß meist 20 und mehr Stufen vorgesehen werden.

Bei Compoundmaschinen ist in der Nebenschlußwicklung ebenfalls ein Justierwiderstand erforderlich, der aber viel kleiner sein kann und nur wenig oder gar keine Abstufung braucht. Eine Abstufung ist höchstens zum Ausgleich der Differenz zwischen warmem und kaltem Spulenwiderstand $w_{nw} - w_{nk}$ und zum genauen Einstellen erforderlich.

Oefters hat man die Aufgabe einen Regulator zu ermitteln, der bei variabler Tourenzahl, z. B. bei Tourenschwankungen von $\pm a = \pm 5$ bis 10% die Spannung konstant zu halten gestattet. Dann sucht man w_{vl} für ein AW_{le}, das der größten Tourenzahl und w_{vv} für ein AW_{total}, das der kleinsten Tourenzahl entspricht. Soll man den Regulator so disponieren, daß man bei jeder Last eine Klemmenspannung E_{kl} und eine $b = 5$ bis 30% größere Spannung einstellen kann, wie dies bei Lademaschinen der Fall ist, so sucht man sich zur Ermittlung von w_{vl} die AW_{le} zur niedrigst vorkommenden Spannung E_{kl}, für w_{vv} die AW_{total} zur höchsten Spannung $E_{kl}\left(1 + \frac{b}{100}\right)$.

m) Bedingung für Selbsterregung.

Die Selbsterregung einer Dynamo hängt davon ab, daß die Tourenzahl eine gewisse Größe nicht unterschreitet und daß anderseits der Widerstand des Erregerkreises einen gewissen Höchstwert nicht überschreitet. Es ist nämlich bei einer Nebenschlußmaschine für Leerlauf und offenen Netzkreis

$$AW = J_n z_n = \frac{E_k}{w_n} z_n = \frac{u Z K_a z_n}{60 \,.\, 10^8 \, w_n}$$

(w_n sei der gesamte Widerstand des Erregerkreises).

Damit findet man das Verhältnis

$$\frac{K_a}{AW} = \frac{60 \,.\, 10^8 \,.\, w_n}{u Z z_n} = c \,.\, \frac{w_n}{u} \quad \ldots \ldots \quad 75)$$

Für irgend einen Punkt der Kurve (Fig. 132) ist $\frac{K_a}{AW}$ durch $\operatorname{tg} \alpha$ dargestellt. Da die Kurve AW/K_a für eine ausgeführte Maschine festliegt, so muß in allen Fällen, wo überhaupt eine Erregung möglich sein soll, $\frac{K_a}{AW} < \operatorname{tg} \alpha_0$ sein, sofern α_0 der (Grenz-)Winkel der Tangente an die Charakteristik im Ursprung ist. Ergibt nun der Ausdruck $c \frac{w_n}{u}$ einen Wert $> \operatorname{tg} \alpha_0$, so gibt es für diesen Zustand der Maschine keinen

Punkt auf der Kurve (Fig. 132), die Maschine erregt sich nicht selbst. Da α_0 der Winkel der Ursprungstangente an die Charakteristik ist, so gilt

$$\operatorname{tg} \alpha_0 = \frac{K_a}{AW_{Luft}} = \frac{1{,}26}{W_{ml}}, \quad \ldots \ldots \quad 75\,a)$$

falls W_{ml} der magnetische Widerstand der Luft ist.

Die Ungleichung für Selbsterregung wird damit

$$\frac{w_n\, W_{ml}}{u} < \frac{1{,}26}{c} < \frac{1{,}26\,.\,Z\, z_n}{60\,.\,10^8} < C. \quad \ldots \quad 75\,b)$$

Ist diese Ungleichung nicht befriedigt, so muß entweder u gesteigert oder w_n vermindert oder der Luftspalt verkleinert, bezw. die Polfläche vergrößert werden. Zu w_n ist übrigens auch $w_a + w_k$ zu schlagen. Ist die Nebenschlußmaschine auf einen äußeren Widerstand w_e geschlossen, so werden die Verhältnisse ungünstiger. Es muß dann sein

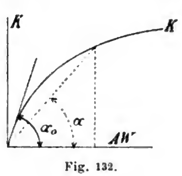


Fig. 132.

$$w_e > \frac{(w_a + w_k)\, w_n}{\dfrac{C\,.\,u}{W_{ml}} - (w_a + w_k) - w_n} \quad \ldots \ldots \quad 75\,c)$$

Für die Serienmaschine muß sein

$$\frac{C\,u}{W_{ml}} > w_a + w_k + w_s + w_e \quad \ldots \ldots \quad 75\,d)$$

Solche Fälle der Nichterregung kommen in der Praxis nur selten vor; bei kleinen Typen unter 1 KW ist es jedoch stets etwas fraglich, ob Selbsterregung überhaupt möglich ist; es ist dies besonders bei hohem Erregerwiderstand, also bei hoher Klemmenspannung und Nebenschlußdynamos zu untersuchen.

VI. Spannungsregulierung, Compoundierung, Betriebskurven.

23. Spannungsregulierung und Compoundierung.

Unter Spannungsregulierung versteht man meist die prozentuelle Spannungsänderung einer Maschine, falls sie bei ungeänderten Erregungsverhältnissen von Leerlauf auf Vollast (Spannungsabfall) oder von Vollast auf Leerlauf (Spannungserhöhung) gebracht wird. Als Kriterium für eine Maschine gibt man neuerdings in der Regel den letztgenannten Wert, die Spannungserhöhung, an. Für eine fremderregte Maschine, deren Tourenzahl u_v bei Vollast genau gleich der Leerlauftourenzahl u_l sein soll, ist dieser Wert in Fig. 133 ermittelt. Es geschieht das einfach dadurch, daß man aus der Charakteristik die zu den Vollasterreger-

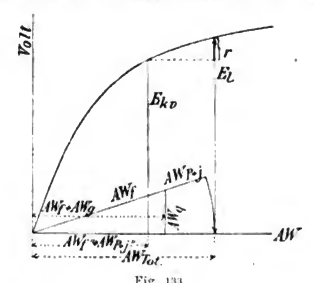


Fig. 133.

ampèrewindungen AW_{total} gehörige elektromotorische Kraft E_l entnimmt. Bei Vollast erzeugt AW_{total} nur die Klemmenspannung E_{kv}. Da in beiden Fällen AW_{total} und u gleich bleiben sollen, so ist die prozentuelle Spannungserhöhung

$$\frac{E_l - E_{kv}}{E_{kv}} 100 = \frac{100\ r}{E_{kv}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 76)$$

Bei einer Nebenschlußmaschine ist diese Regulierung größer, d. h. schlechter. Steigt nämlich bei Entlastung die Klemmenspannung, so

erregt sich die Maschine selbst noch stärker und die Klemmenspannung wächst noch weiter. In Fig. 134 ist der entsprechende Wert für eine Nebenschlußdynamo entwickelt. Es ist dabei vorausgesetzt, daß die Leertouren u_l von den Vollasttouren u_v verschieden sind und für beide ist je eine Leerlaufcharakteristik berechnet. Man sucht zunächst für die Vollastklemmenspannung E_{kv} die $AW_{total} = OA$. Errichte das Lot $AB = E_{kv}$ und ziehe OB bis zum Schnitt C' mit der Charakteristik u_l, dann ist $C'D = E_l$ die Klemmenspannung bei voller Entlastung. Die Spannungserhöhung ist $C'F = C'D - AB = r$ und prozentuell

$$\frac{100\,r}{E_{kv}}.$$

Der Spannungsabfall ist schwierig direkt zu bestimmen; man geht am besten ebenso wie oben vor und sagt dann z. B.: belastet man eine Maschine (Fig. 134) mit der Leerspannung $C'D$ voll, so sinkt die Spannung

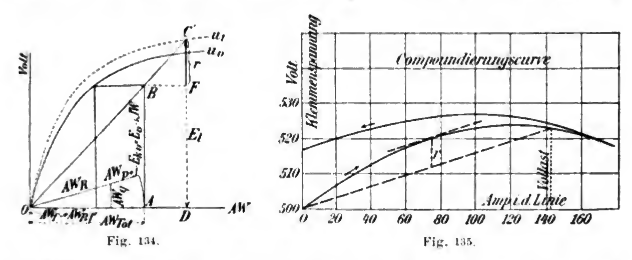


Fig. 134. Fig. 135.

auf AB; man hat sich dabei allerdings solche Werte auszusuchen, daß $C'D = E_{kl}$ = der verlangten Leerspannung ist. In diesem Falle ist dann die Regulierung ($r' = C'D - AB$)

$$\frac{100\,r'}{E_{kl}}.$$

Dieser Wert ist stets größer, also schlechter als die Erhöhung [1]).

Compoundmaschinen werden in der Regel nach S. 86 so disponiert, daß sie bei Leerlauf genau die verlangte Klemmenspannung E_{kl} und bei Vollast genau E_{kv} haben. Theoretisch wird gewünscht, daß E_{kl} allmählich geradlinig mit zunehmender Belastung auf E_{kv} übergehe;

[1]) Zur direkten Bestimmung vor r' zeichnet man sich die Leerspannung und die Klemmenspannung bei Vollast in Abhängigkeit der totalen Feld-AW auf (Kurve I und II). A auf I entspreche der normalen Klemmenspannung. Ziehe AO (O Ursprung), die II in B trifft; ein Lot von A auf die Abszissenachse schneidet II in C. AC ist der Spannungsabfall für eine fremderregte Maschine und der lotrechte Abstand von A nach B derjenige einer Nebenschlußmaschine.

sofern $E_{kl} = E_{kv}$ ist, heißt das, die Klemmenspannung soll bei allen Belastungen konstant sein. Das läßt sich praktisch nie genau erreichen. Man gibt deswegen häufig an, um wieviel sich die tatsächliche Spannung prozentuell von dem geradlinigen Verlauf maximal unterscheiden darf. In Fig. 135 ist diese Abweichung z. B. $r = 8$ Volt; die Regulierung ist dann je nachdem

$$\frac{100\,r}{E_{kl}} \text{ oder } \frac{100\,r}{E_{kv}} = \frac{800}{500} \text{ oder } \frac{800}{550} = \begin{cases} 1{,}6\ \% \\ 1{,}45\ \% \end{cases}.$$

Meist liegt dieser Wert r [1]) zwischen 0,5 und 5%. Wie aus Fig. 135 ersichtlich, weicht die Spannungskurve in Abhängigkeit der Last bei Ueberlast ebenfalls von der Geraden ab und zwar nach der anderen

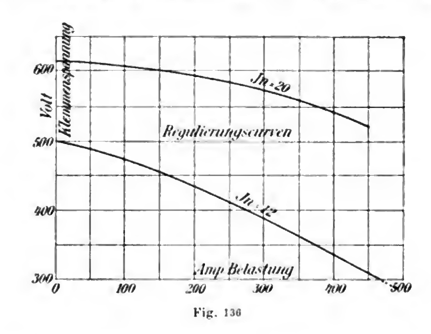


Fig. 136

Seite. Sie fällt immer mehr. Auch ist sie anders, je nachdem man die Belastung vermehrt (•⟶) oder sie vermindert (⟵•). Die Kurve (Fig. 135) läßt sich im voraus berechnen, wenn man sich für eine Reihe Belastungsströme unter Benützung der angenommenen Werte von z_n, z_s und $w_n + w_v$ die Verhältnisse zurechtlegt. Man zeichnet in Abhängigkeit der totalen AW auf dem Feld die Kurve der Klemmenspannung für Leerlauf (L_0), für ¼ Last ($L_{1/4}$), für ½ Last ($L_{1/2}$) etc. entsprechend Fig. 141. O sei der Ursprung. A bezeichne auf L_0 die normale Leerspannung, B auf $L_{1/1}$ die normale Vollastspannung. Ziehe A O und durch B eine Parallele zu A O, welche eine Parallele durch A zur AW-Achse in C trifft. Teile A C in 4 gleiche Teile, die von A ab D, E und F heißen. Eine Parallele durch D zu A O trifft $L_{1/4}$ in X_1, eine solche durch E zu A O schneidet $L_{1/2}$ in X_2 etc. Die zu X_1, X_2 ... gehörenden Or-

[1]) r wird umso größer, je mehr die Maschine übercompoundiert. Durch hohe Sättigungen und geringe Ankerreaktion wird r reduziert.

dinaten stellen die Klemmenspannungen für $^1/_4$, $^1/_2$ ... Last dar, womit die Kurve Fig. 135 gezeichnet werden kann.

Die Spannungserhöhung von fremderregten Maschinen ist etwa 5 bis 15%, von Nebenschlußmaschinen 7 bis 25%; der Spannungsabfall ist etwa das 1,1- bis 1,5fache davon[1]). Die Spannungsänderung einer Nebenschlußmaschine ist in Fig. 136 für zwei verschiedene Erregerströme, deren Wert je für eine Kurve konstant ist, in Abhängigkeit der Belastung aufgezeichnet (Lastcharakteristik).

Die Kurven biegen bei einem bestimmten Maximalstrom um und kehren dann zum Ursprung zurück. Praktisch ist nur der obere Ast verwendbar.

Nicht selten ist es wünschenswert zu wissen, wie die Spannungsregulierung von Nebenschlußmaschinen sich verhält, falls man die Last

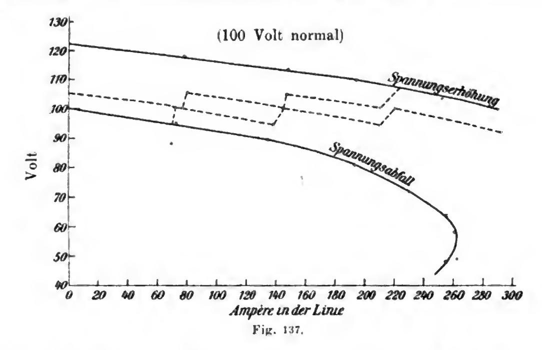


Fig. 137.

nur um $^1/_4$ ihres vollen Wertes ändert und dann die Erregung immer wieder auf konstante Klemmenspannung einstellt. Der Linienzug 1,1 ... (Fig. 137) entspricht diesem absatzweisen Spannungsabfall, der Linienzug 2, 2 ... der absatzweisen Spannungserhöhung. Man ermittelt diese Werte nach dem Diagramm Fig. 134.

Verstellt man auf den einzelnen Stufen auch noch die Bürsten, so ist eine Vorausberechnung sehr schwer. Die Spannungsänderung pro Stufe ist etwa 2 bis 15%. Weniger als 4% zu erreichen ist in der Regel für kleinere Typen schwer einzuhalten und mit erhöhten Kosten verknüpft.

Eine 400 KW-Maschine ergab z. B. folgende Werte:

---

[1]) Die Spannungsänderung ist umso geringer, je größer $\frac{AW_{total}}{AW_a}$, d. h. je größer der Luftspalt δ und je höher die Pol-, Joch- und Zahnsättigungen sind.

Belastung	von	Leerlauf	auf	Vollast	20 % Spannungsabfall
„	„	0	„	1/4	6 %
„	„	1/4	„	1/2	12 „
„	„	1/2	„	3/4	13,5 „
„	„	3/4	„	1/1	12,5 „
				Summe	44 % gegen 20 % oben [1]).

24. Betriebskurven.

Auf Grund der Diagramme (Fig. 133 und 134) lassen sich noch eine Reihe charakteristischer Kurven entwickeln: Fig. 138 zeigt eine Leerlaufcharakteristik für auf- und abwärtsgehende Magnetisierung, zugleich sind in die Figur die Werte des Erregerstroms J_n eingetragen. Fig. 139 gibt für eine Reihe verschiedener Klemmenspannungen (500, 510, 525 Volt) die für jede Belastung erforderlichen Feld-AW. In

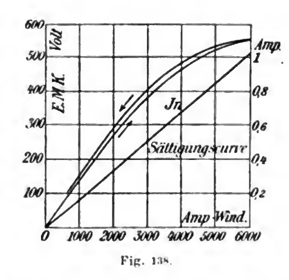


Fig. 138.

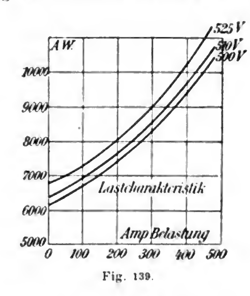


Fig. 139.

Fig. 140 sind in gleicher Weise die gesamten Feld-AW und die der Serienwicklung einer Compoundmaschine aufgetragen. In Abhängigkeit der totalen Feld-AW läßt sich nach Fig. 141 eine Kurvenschar für die erzeugte Klemmenspannung je bei bestimmten Belastungsströmen (0—200 Ampère . . .) entwickeln. Die erforderliche Erregung ist ziemlich stark von der Bürstenstellung abhängig; bei Stellung in der neutralen Zone sind die Gegen-Ampèrewindungen $AW_g = 0$; bei Vorschub wirken sie AW_f entgegen, bei Rückschub im gleichen Sinne, was sich alles im Diagramm (Fig. 134) berücksichtigen läßt. Damit erhält man für die verschiedenen Belastungen eine Kurvenschar für die Feld-AW, die aus

[1]) Bei einer 30 KW-Maschine ergab sich

Entlastung					7 % Spannungserhöhung	Belastung					5 % Abfall
Entlastung	1/1	bis	3/4	7	% Spannungserhöhung	Belastung	0	bis	1/4	5	% Abfall
„	3/4	„	1/2	5	„ „	„	1/4	„	1/2	5,5	„ „
„	1/2	„	1/4	5,5	„ „	„	1/2	„	3/4	5,5	„ „
„	1/4	„	0	5	„ „	„	3/4	„	1/1	8	„ „
„	1/1	„	0	22	„ „	„	0	„	1/1	100	„ „

Fig. 142[1]) ersichtlich ist und die deutlich zeigt, daß man bei 18 Segmenten Vorschub viel mehr AW und bei 18 Segmenten viel weniger AW braucht als in der neutralen Zone.

Den Verlauf der E. M. K. einer Seriendynamo, sowie der Klemmenspannung E_k in Abhängigkeit des Belastungsstromes J zeigt Fig. 142 b. Die Konstruktion der AW_{total} für einen bestimmten Wert von E_k ist ebenfalls aus der Figur zu entnehmen.

Die Spannung von Nebenschlußmaschinen wird meist durch Ein- und Ausschalten von Vorschaltwiderstand im Erregerkreis, selten durch

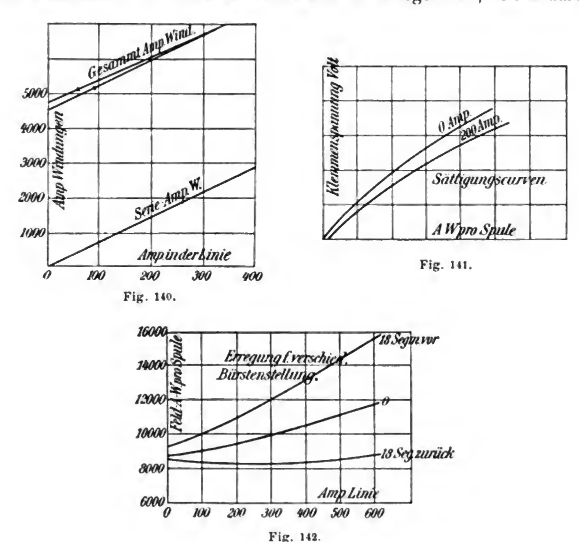


Fig. 140.

Fig. 141.

Fig. 142.

Variation der Tourenzahl und noch seltener durch Ein- und Ausschalten von Widerstand in den Hauptstromkreis geregelt. Bei der letzten Methode hängt die Spannungsänderung nicht allein vom Widerstand, sondern auch von der Stromstärke ab, dieses Verfahren ist sehr unwirtschaftlich. Den Erregerstrom kann man auch statt durch Vorschaltwiderstand in der Weise beeinflussen, daß man die Erregerspulen von reiner Serienschaltung stufenweise in Parallelschaltung überführt; für eine solche Umschaltung hat man jedoch die Spulen entsprechend zu dimensionieren.

[1]) Nach Hobart.

Schaltet man beispielsweise die Erregerspulen, die hintereinander lagen, in zwei Seriengruppen parallel, so erzielt man bei gleicher Erregerspannung die doppelte AW-Zahl[1]). Eine weitere sprungweise Spannungsänderung ist durch Anwendung zweier Kommutatoren möglich, die man parallel oder hintereinander schalten kann. Bei fremderregten Maschinen läßt sich überdies die Erregerspannung häufig leicht variieren, was eine sehr rationelle Reguliermethode abgibt; es geschieht dies z. B. vermittels

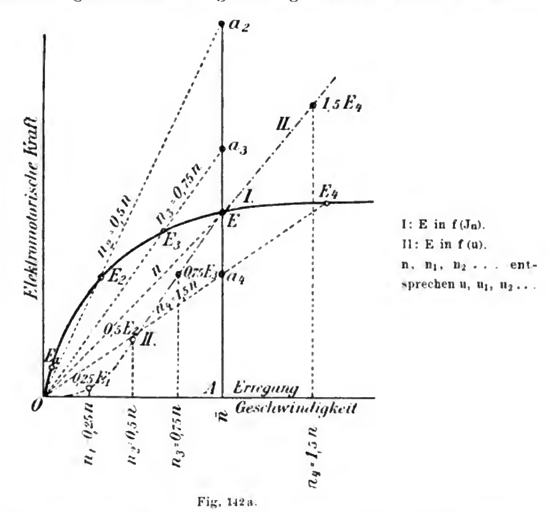


Fig. 142a.

eines Batteriezellenschalters oder durch Beeinflussung einer besonderen Erregermaschine.

Während die elektromotorische Kraft E einer fremderregten Maschine genau proportional der Tourenzahl steigt, verläuft bei der Nebenschlußmaschine E in Abhängigkeit von u nach der Kurve II (Fig. 142a)[2]). Die Zunahme ist hier größer, da mit wachsendem u auch der Erregerstrom wächst.

[1]) Die Spannungsvermehrung ist allerdings geringer, sie ist aus der Charakteristik zu entnehmen.

[2]) Ist E in $f(J_n)$ aufgenommen, so geht man entsprechend der eingestellten Erregung von der elektromotorischen Kraft AE = E für u Touren aus. Für $0{,}75\,u = u_3$, mache $A a_3 = \frac{4}{3} E$, ziehe $O a_3$, die I in E_3 schneidet. Zu 0,75 u gehört dann $^3/_4\, E_3$ als elektromotorische Kraft.

Die Spannung von Serienmaschinen, die an sich mit der Belastung steigt und fällt, kann durch einen regelbaren Widerstand parallel zur Erregerwicklung (Fig. 143), ferner durch Ab- und Zuschalten von Erregerwindungen (Fig. 144), sowie durch Aenderung der Tourenzahl und durch Hauptstromwiderstand beliebig beeinflußt werden.

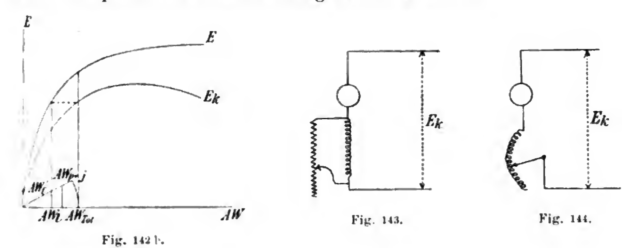


Fig. 142 b. Fig. 143. Fig. 144.

Die Spannung von beliebig erregten Maschinen, deren Bürsten ohne unzulässiges Feuern von der neutralen Zone bis nach der Polmitte verschoben werden können, läßt sich durch eine solche Verschiebung von einem Maximum bis Null stetig ändern. Dieses Verfahren wird außer bei Serienbogenlichtmaschinen nicht verwendet.

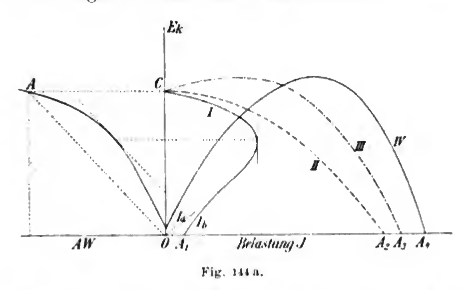


Fig. 144 a.

Der Verlauf der Klemmenspannung E_k in Abhängigkeit des Belastungsstromes J bei sonst unverändertem Verhältnis ist in Fig. 144 a entwickelt:

a) für eine Nebenschlußmaschine (Kurve I; Ia ohne, Ib mit Remanenz),

b) für eine fremderregte Maschine (Kurve II),

c) für eine Serienmaschine (Kurve IV),

d) für eine Compoundmaschine (Kurve III).

Außer der Nebenschlußmaschine ergeben alle Typen ihren maximalen Strom

bei Kurzschluß. Die Nebenschlußmaschine[1]) erreicht ihren Maximalstrom bei einer Spannung, die dem Berührungspunkt einer zu OA parallelen Tangente an die Leerlaufcharakteristik entspricht. Die Nebenschlußtype hat den Vorteil, daß sie bei Kurzschluß ausgeht, d. h. ihren Strom fast völlig verliert, während alle anderen Typen dabei einen sehr großen, die Maschine gefährdenden Kurzschlußstrom J_k hervorbringen. Bei der Nebenschlußmaschine ist für Kurzschluß

$$J_k (w_a + w_k) = E_R,$$

falls E_R die elektromotorische Kraft der Remanenz ist; bei der fremderregten Maschine ist

$$J_k (w_a + w_k) = E_{kl} - \Delta J_k,$$

falls $E_{kl} = \overline{OC}$ (Fig. 144a) die Leerlaufspannung und ΔJ_k die Spannungsreduktion durch die Ankerrückwirkung ist. Bei der Serien- und Compoundmaschine ist

$$J_k (w_a + w_k + w_s) = f(J_k z_s) - \Delta J_k,$$

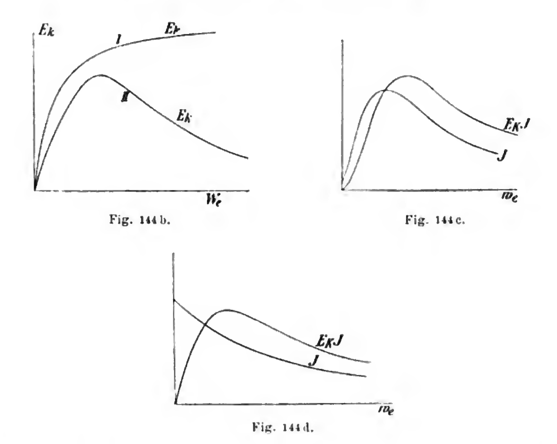


Fig. 144b. Fig. 144c. Fig. 144d.

falls z_s die Serienwindungszahl und die Funktion f den Zusammenhang zwischen Erreger-AW und elektromotorischer Kraft für die betreffende Maschine wiedergibt. Angenähert kann man mit Hilfe der Fröhlischen Beziehung schreiben

[1]) Sowie sehr schwach compoundierte Maschinen.

$$J_k (w_a + w_k + w_s) = \frac{J_k}{a + b J_k} - \Delta J_k$$

$$J_k = \left(\frac{1}{w_a + w_k + w_s + \Delta} - a \right) \frac{1}{b}.$$

Stellt man die Klemmenspannung in Abhängigkeit des äußeren Belastungswiderstandes w_e dar, so bekommt man für die fremderregte, sowie für die Nebenschluß- und Compoundmaschine die Kurve I (Fig. 144 b) und für die Serienmaschine die Kurve II. Der Belastungsstrom verläuft für die Nebenschlußmaschine nach Fig. 144 c; bei der fremderregten, sowie auch bei der Compoundmaschine nach Fig. 144 d; die abgegebene Leistung $E_k J$ nach Fig. 144 c und d. Der Verlauf ist allerdings für die verschiedenen Typen verschieden steil.

VII. Einrichtungen zur Erzielung konstanter Spannung.

25. Zweileiternetze.

Im Nebenschluß sowie fremderregte Maschinen ändern ihre Klemmenspannnung mehr oder weniger mit der Belastung. Die einfachste, bereits angegebene Methode zur annähernden Konstanthaltung der Klemmenspannung ist die Compoundierung. Dieselbe hat den Vorteil, daß sie verhältnismäßig rasch in der Regulierung folgt. Sie wird schon durch die Ursache der Spannungsschwankung, nämlich durch die Stromänderung in Wirksamkeit gebracht, während viele andere Vorrichtungen erst funktionieren, wenn eine Spannungsänderung, die sie eigentlich verhindern sollen, aufgetreten ist. Was ferner wesentlich ist, ist die Tatsache, daß bei der Regulierung durch die Compoundwicklung keine nennenswerte Selbstinduktion oder, was gleichbedeutend, keine bedeutende Kraftlinienänderung zu überwinden ist, Erscheinungen, die bekanntlich jeder Zustandsänderung hemmend im Weg stehen. Wollte man z. B. die Nebenschlußerreger-AW um 40% ändern, so würde in der Regel ein ganz erklecklicher Zeitraum verstreichen, bis der volle neue Erregerstrom sich eingestellt hat; in der Serienwicklung fließt jedoch der Netzstrom, den das Netz eben gebraucht, und bei richtiger Wahl der Windungszahlen ist damit sofort die richtige AW-Zahl vorhanden, die zunächst die Anker-AW kompensiert, was sofort geschieht, und dann den Flux entsprechend den veränderten kleinen Spannungsabfällen zu ändern hat, was allerdings etwas, aber wenig Zeit erheischt.

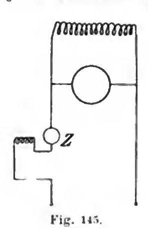


Fig. 145.

Statt der Compoundmaschine kann man auch eine Nebenschlußmaschine verwenden, in deren Hauptstromkreis man eine kleine Seriendynamo legt, die man Zusatzmaschine Z oder Fernleitungsdynamo heißt (Fig. 145). Wegen der Krümmung der Charakteristik ist es aber nicht möglich, eine genau mit der Stromstärke wachsende Zusatzspannung zu

erzielen. Mit Hilfe eines Widerstands parallel zur Serienspule läßt sich von Hand etwas nachhelfen. Die Compoundmaschine ist an sich dieser Zusatzmaschine vorzuziehen. Wird die Zusatzmaschine durch einen Elektromotor angetrieben, so kann man durch die differentielle Erregungsanordnung (Fig. 145a) Proportionalität zwischen Strom und Zusatzspannung erzielen (Patent der Union E. G.).

Ein weiteres Mittel, die Spannungsschwankungen zu mildern, besteht darin, parallel zur Dynamo eine Akkumulatorenbatterie zu legen, welche einen Teil der Belastung auf sich nimmt und bei geringer Belastung der Dynamo einen Ladestrom entnimmt, derart, daß die Belastung der Dynamo verhältnismäßig wenig schwankt. Soll jedoch eine

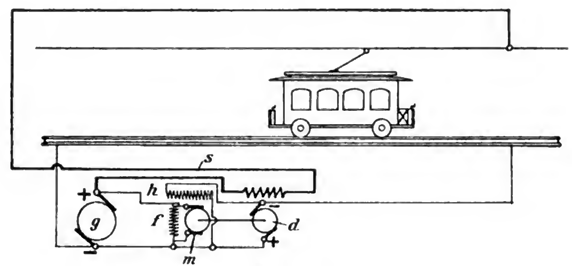


Fig. 145a.

Akkumulatorenbatterie wirksam ausgleichend (puffernd) wirken, so muß man unbedingt einen mit variabler Belastung schwankenden Spannungsabfall = dem Spannungsverlust $J_B w_B$ in der Batterie selbst zulassen. Diese unbedingt erforderliche Schwankung ist umso geringer, je kleiner der Batteriewiderstand w_B, d. h. je größer die Kapazität der Batterie[1]) ist. Will man bei Betrieb mit parallel geschalteter Batterie absolut konstante Spannung erzielen, so hat man entweder automatische Zellenschalter oder noch eine Zusatzmaschine Z zu verwenden, z. B. in der Schaltung Fig. 146[2]): D ist die Hauptdynamo, M die variable Belastung. Die Zusatzdynamo Z ist differentiell im Nebenschluß und durch den Hauptstrom erregt. Steigt die Belastung, so wird die Gesamterregung von Z vermindert, womit die elektromotorische Kraft von Z sinkt. Dadurch wird die Batterie mehr und die Dynamo weniger zur Stromdeckung herangezogen. Die Spannung an der Dynamo D bleibt dabei für ander-

[1]) D. h. je teurer die Batterie ist.

[2]) Niethammer, Hebezeuge Fig. 47, wo sich noch eine zweite Figur findet, welche zur Einhaltung konstanter Klemmenspannung bei reinem Batteriebetrieb dient.

weitigen konstanten Strombedarf annähernd konstant. Thury wählt zur Erreichung des gleichen Ziels die Schaltung Fig. 147 (Ausführung der Cie. de l'Jndustrie Electrique, Genf). Die differentiell erregte Zusatzmaschine B liegt hier im Batteriekreis. Bei halber Last neutralisieren sich Haupt- und Nebenschlußwicklung von B; bei der Belastung o wirkt die Spannung E_b von B der Batteriespannung entgegen, so daß die Batterie sich auflädt; bei Vollast ist E_b von gleichem, aber entgegengesetztem Wert wie bei Leerlauf und die Batterie entlädt sich, wobei immer die Klemmenspannung an den Sammelschienen konstant bleibt. Man kann B auch so wickeln, daß sie statt $\pm E_b$ zu geben, ihre Spannung von 0 bis $2 E_b$ variiert, dann wird sie aber größer[1]). Für rasch

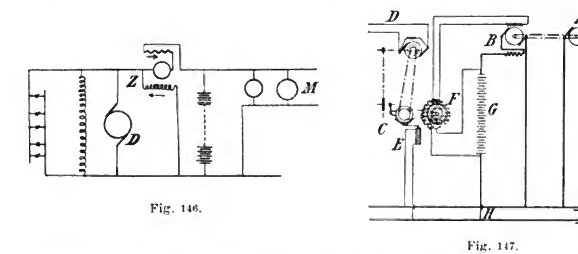


Fig. 146.

Fig. 147.

verlaufende Belastungsänderungen eignen sich statt der Batterien auch Puffermaschinen (Schwungräder) zum Spannungsausgleich (siehe später).

Ein weiteres Mittel zur Konstanthaltung der Spannung, das bereits in der Schaltung Fig. 147 mit F bezeichnet angegeben ist, besteht in der Verwendung automatischer Regulatoren, die entweder auf Widerstände im Nebenschluß oder im Hauptstrom oder auf Batteriezellenschalter einwirken oder auch Erregerwindungen ab- und zuschalten oder die Tourenzahl der Antriebsmaschinen ändern. Ihre Konstruktion wird später in dem Abschnitt „Apparate“ behandelt. Ein Haupterfordernis ist, daß sie sehr rasch und trotzdem nicht unsicher pendelnd arbeiten. Prinzipiell das richtigste ist es deshalb, wenn automatische Regulatoren nicht erst auf Spannungsschwankungen, sondern auf die Ursache, auf die Stromstärke selbst reagieren. Ein äußerst beachtenswertes Prinzip für einen automatischen Regulator ist dasjenige von Tyrill[2]), der 80 bis 500 mal in der Sekunde einen Widerstand im Erregerkreis kurzschließen

[1]) Siehe auch D.R.P. Nr. 129 610 (Lahmeyer, Frankfurt) und D.R.P. Nr. 125 921 und Nr. 129 637 (Storer).

[2]) El. World vom 6. Februar 1903 und Zeitschrift für Elektrotechnik (Wien) 1903 Heft 29, Niethammer, Reiseeindrücke aus Nordamerika.

und öffnen läßt. Zur Erreichung konstanter Spannung wird durch ein Relais die Zeitdauer des Kurzschlusses und des Offenseins variiert. Der Apparat ist äußerst empfindlich und erfüllt die praktischen Erfordernisse eher besser als eine Compoundmaschine (siehe später).

Ungleich schwieriger wird die Aufgabe, wenn auch bei variabler Antriebstourenzahl, wie das mehr und minder stets der Fall ist, die Spannung konstant bleiben soll. Eine einfache Compoundierung genügt dafür nicht. Ein Ausweg, der aber für rasch verlaufende Stromstöße nicht angängig, besteht darin, daß man in den Erregerkreis eine kleine Dynamo legt, welche eine elektromotorische Kraft entgegen der aufgedrückten erzeugt und die mit derselben Tourenzahl wie die Haupt-

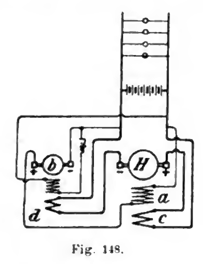
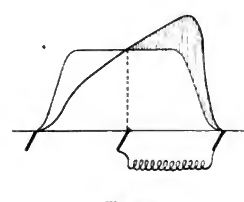


Fig. 148.


Fig. 149.

dynamo angetrieben wird. Eine solche Anordnung ist in Fig. 148 nach D.R.P. 127653 (Ganz & Co.) gezeichnet[1]): H ist die Hauptmaschine, die kleine Dynamo b erzeugt die erwähnte gegenelektromotorische Kraft im Erregerkreis, die mit abnehmender Tourenzahl und mit zunehmendem Hauptstrom abnimmt und damit mehr Erregerstrom nach der Hauptmaschine fließen läßt. Die kleine Dynamo b muß gering gesättigt sein.

Eine besonders einfache Compoundierung ist die Anordnung von Sayers (Fig. 149), der die Erregung zwischen einer Hauptbürste und einer Hilfsbürste abnimmt, die gleichweit von zwei Hauptbürsten absteht und zwar wählt man diejenige Hälfte, deren Feld bei Belastung durch die Ankerrückwirkung gesteigert wird. Man erzielt damit erstens ungefähr eine Halbierung der Erregerspannung[2]) und ein Ansteigen der Erregung mit der Belastung, also eine Compoundierung, die man noch dadurch variieren kann, daß man die Mittelbürste mehr einer oder der anderen Hauptbürste nähert. Die funkenfreie Stromabnahme von der Mittelbürste ist mit einigen Schwierigkeiten verknüpft. Man spart zweckmäßig an der zugehörigen Polstelle eine Lücke aus, um das Feld etwas zu

[1]) Siehe auch D.R.P. Nr. 114237 mit einer ähnlichen Schaltung.
[2]) Verbilligt die Wicklung.

schwächen. — Ebenfalls eine Verminderung der Erregerspannung auf die Hälfte erzielt man durch die Schaltung Fig. 150, die von Sengel herrührt: Ein Ende der Erregung liegt an einer Hauptbürste, das andere an einem Schleifring, der mit irgend einem Punkt der Ankerwicklung verbunden ist. Die Erregerspannung schwankt dann nach Fig. 151 zwischen E_k und o, wegen der hohen Selbstinduktion der Erregung wirkt dieselbe jedoch gerade wie ihr Mittelwert $\frac{E_k}{2}$. Die Schaltung hat für Motoren (Fig. 152) den großen Vorteil, daß im ersten Moment des An-

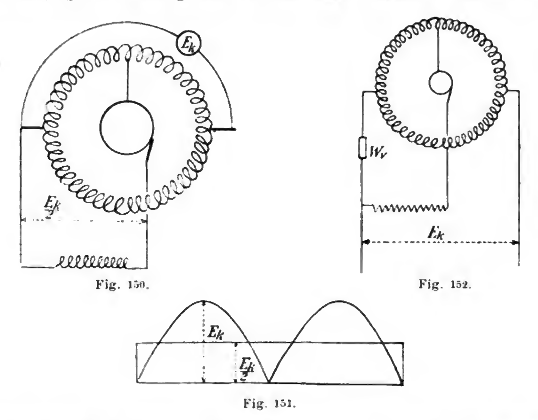


Fig. 150. Fig. 152.

Fig. 151.

lassens, also bei Stillstand, die Erregerspannung gleich der Netzspannung E_k ist, beim Lauf aber auf $\frac{E_k}{2}$ sinkt, wofür die Erregerwicklung zu disponieren ist. Man erzielt also ähnlich wie beim Serienmotor automatisch ein kräftiges Anzugmoment.

Die allereinfachste Compoundierung auf konstante Spannung, die aber nur in beschränktem Maße anwendbar ist, liegt in der Verwendung eines Bürstenrückschubs. In diesem Falle verstärken die Gegenwindungen des Ankers die Feld-AW und kompensieren den Spannungsabfall. Das AW-Diagramm für einen solchen Fall ist in Fig. 153 gezeichnet. Man hat $AW_f - AW_g$ und AW_q zu AW_f' zusammenzusetzen, das dann konstant bleibt, wenn AW_g etwas größer als die zur Ueberwindung des Spannungsabfalls $J_a (w_a + w_k)$ erforderlichen Feld-AW ist. Dieses Verfahren ist praktisch bei Maschinen mit sehr guten Kommutierungsverhältnissen, d. h. mit kleiner Reaktanzspannung, sowie bei kompensierten Maschinen angängig und für letztere Typen auch verwendet worden.

26. Mehrleiteranlagen. Spannungsteiler.

Die Frage der Spannungsregulierung ist eine besonders schwierige in Drei- (und Mehr-) Leiteranlagen, da dann nicht nur die ganze Spannung, sondern auch die Teilspannungen bei variabler Belastung gleich bleiben sollen. In der einfachen Dreileiteranordnung mit zwei Maschinen (Fig. 154) ist das nur durch getrenntes Regulieren der beiden Felder möglich und zwar von Hand; bei Anwendung einer Doppelkommutatormaschine (Fig. 155) lassen sich die beiden Zweige einzeln nicht direkt beeinflussen, so daß bei verschiedener Belastung der Zweige jedenfalls Spannungsdifferenzen auftreten, die der Differenz der Ohmschen Spannungsabfälle in den zwei Kreisen entsprechen. Benützt man eine Akkumulatorenbatterie (Fig. 156) als Spannungsteiler, so sind die Diffe-

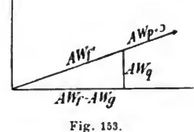


Fig. 153.

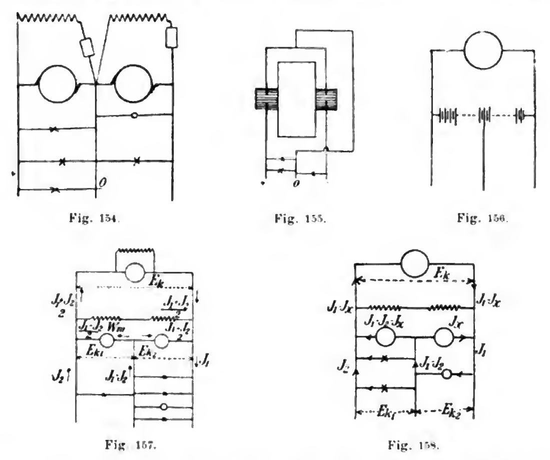


Fig. 154. Fig. 155. Fig. 156.

Fig. 157. Fig. 158.

renzen in den Zweigen umso größer, je höher der Batteriewiderstand ist. Durch automatische Zellenschalter in beiden Zweigen läßt sich ein Spannungsausgleich erzielen. Ferner kann man sog. Ausgleichmaschinen parallel zur Hauptmaschine schalten (Fig. 157 und 158), das sind zwei in Serie geschaltete, direkt gekuppelte Maschinen, deren Verbindung als Anschluß für den Mittelleiter dient. Ist die Belastung in den zwei Zweigen

verschieden, so läuft die eine der zwei Maschinen als Dynamo (im belasteten Zweig), die andere als Motor (im unbelasteten Zweig). Der unbelastete Zweig der Ausgleichmaschine entnimmt dann der Zentrale Strom, um ihn dem belasteten Zweig zuzuführen; damit ist ein gewisser, aber keineswegs vollkommener Spannungsausgleich möglich. Es ist immer ein bestimmter Spannungsunterschied, der den inneren Spannungsabfällen durch Widerstände entspricht, erforderlich, um das Aggregat überhaupt zum Ansprechen zu bringen. Die Doppelmaschine läßt sich auch als Doppelkommutatormaschine ausführen (Fig. 159). Besser werden die Verhältnisse dadurch, daß man die Erregerwicklungen nach Fig. 160 über Kreuz anschließt; aber auch damit ist kein völliger Ausgleich möglich; das ist erst der Fall in der Schaltung (Fig. 160 a), wobei man durch den

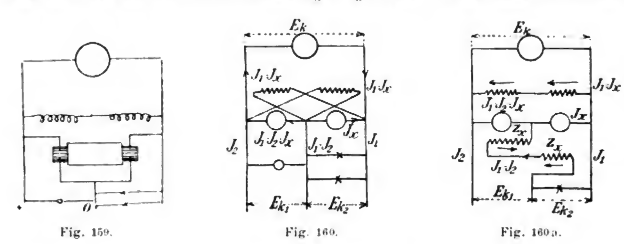


Fig. 159. Fig. 160. Fig. 160 a.

Mittelleiterstrom die beiden Maschinen differentiell (unbelasteter Zweig) und additionell (belasteter Zweig) compoundiert. Die Anordnung ist so zu treffen, daß der Mittelleiterstrom die Erregung der Maschine der belasteten Seite verstärkt und die der unbelasteten reduziert. Für die einfache Anordnung ist in Fig. 157 die ideelle Stromverteilung für $E_{k1} = E_{k2} = \frac{E_k}{2}$ eingetragen. Bei der Anordnung (Fig. 158) ist an Hand der in die Figur eingeschriebenen Bezeichnungsweise der tatsächliche Spannungsunterschied der beiden Zweige

$$\Delta = E_{k1} - E_{k2} = (J_1 - J_2)\, w_m \quad \dots\dots \quad 77)$$

falls w_m der ganze innere Widerstand (Anker + Bürsten) pro Maschine ist[1]). Bei der gekreuzten Anordnung (Fig. 160) ist

$$\Delta = E_{k1} - E_{k2} = \frac{J_1 - J_2}{1 + \operatorname{tg} \alpha}\, w_m, \quad \dots\dots \quad 78)$$

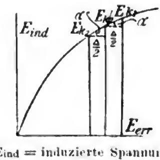
falls α die Neigung der Tangente an die Charakteristik der Ausgleichsmaschine bei der Arbeitspannung ist (Fig. 161, worin die Abszissen die

[1]) Die Verhältnisse verschieben sich etwas, wenn man den Mittelleiter sowohl an die Ausgleichmaschine, als an eine parallel liegende Batterie anschließt.

Erregerspannungen, die Ordinaten die Ankerspannungen sind). Bei der Anordnung (Fig. 160) ist $\Delta = 0$, sobald die Windungszahl z_x der Compoundierungswicklung ist

$$z_x = \frac{w_m}{2 \operatorname{tg} \alpha_0}, \quad \ldots \ldots \ldots \quad 79)$$

falls α_0 der in Fig. 162 eingezeichnete Winkel ist, der zur Arbeitsspannung $E_{k1} = E_{k2} = \frac{E_k}{2}$ gehört. (Hier sind die Abszissen die Feld-Ampèrewindungen.)[1]) Die Ankerrückwirkung ist in obigen Formeln nicht berücksichtigt, sie kann aber nicht groß sein, da die Maschinen mit den



E_{ind} = induzierte Spannung.
Fig. 161.

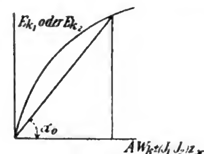


Fig. 162.

Bürsten in der neutralen Zone arbeiten müssen. Man kann jedoch gegebenenfalls einen gewissen Prozentsatz zu w_m schlagen. Die Anwendung einer Drei- oder Fünfleitermaschine mit gemeinsamem Feldgestell und gemeinsamem Anker mit 2 oder 4 Wicklungen hat wohl den Vorteil, daß für sämtliche Zweige die Ankerrückwirkung dieselbe ist, aber es läßt sich nur ein Ausgleich nach Gl. 77 erzielen. In den vorstehenden Erörterungen ist die Tatsache nicht berücksichtigt, daß die Tourenzahl des Ausgleichsaggregats sich mit der Verschiedenheit der Belastung der beiden Zweige ändert[2]).

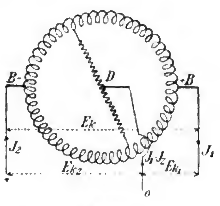


Fig. 163.

Der Spannungsteiler von Dobrowolsky[3]) besteht (Fig. 163) darin, daß

[1]) Die Beziehung 78) ergibt sich aus folgenden zwei Gleichungen:

$$E_{k_1} = \tfrac{1}{2}\,(E_k - \Delta \operatorname{tg} \alpha) + (J_1 - J_2 - J_x)\, w_m,$$
$$E_{k_2} = \tfrac{1}{2}\,(E_k + \Delta \operatorname{tg} \alpha) - J_x\, w_m,$$

die Beziehung 79) dagegen aus

$$E_{k_1} = \operatorname{tg} \alpha_0\, [AW_k - (J_1 - J_2)\, z_x] + (J_1 - J_2 - J_x)\, w_m,$$
$$E_{k_2} = \operatorname{tg} \alpha_0\, [AW_k + (J_1 - J_2)\, z_x] - J_x\, w_m.$$
$$E_{k_1} - E_{k_2} = 0.$$

AW_k sind dabei die konstanten Nebenschluß-AW.

[2]) Das Aggregat Fig. 160a läuft z. B. bei zunehmender Belastung eines Zweigs immer rascher.

[3]) D.R.P. Nr. 73892. E. T. Z. 1894.

man zwei Punkte der Ankerwicklung direkt oder gewöhnlich über zwei Schleifringe mit einer Drosselspule verbindet und an die Mitte dieser Selbstinduktion den Mittelleiter legt. In jeder Lage der Spule gegenüber den Bürsten wird damit die Spannung ungefähr halbiert. Der Ausgleich

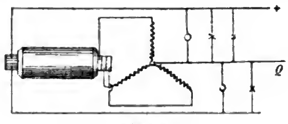


Fig. 164.

ist jedoch durch die Verschiedenheit der Spannungsabfälle in den Widerständen der Spule und der Maschine[1]) kein vollkommener und nur bis etwa 20% Verschiedenheit der Belastung in den zwei Zweigen praktisch genügend. Die Spule muß hohe Selbstinduktion (aber kleinen Ohmschen Widerstand) haben, damit in den Stellungen, in denen sich die Anschlüsse mit der Bürstenlage decken, keine zu hohen Kurzschlußströme auftreten. Eine ähnliche Schaltung mit dreiphasiger Drosselspule, die sich besonders für die Anwendung auf rotierende Umformer eignet, zeigt Fig. 164. Ist $2\,w_d$ der Widerstand der ganzen Drosselspule (Fig. 163) und w_a der ganze Ankerwiderstand, so ist nach Sengel, E. T. Z. 1900

$$\Delta = E_{k_1} - E_{k_2} = (w_d + 0{,}33\,w_a)\,(J_1 - J_2) \quad . \quad . \quad . \quad 80)$$

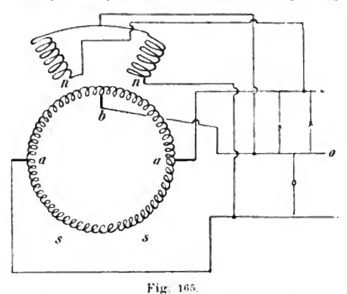


Fig. 165.

Für eine dreiteilige Drosselspule (Fig. 164) mit dem Widerstand w_d pro Zweig gilt

$$\Delta = E_{k_1} - E_{k_2} = (0{,}67 w_d + 0{,}24\,w_a)\,(J_1 - J_2).$$

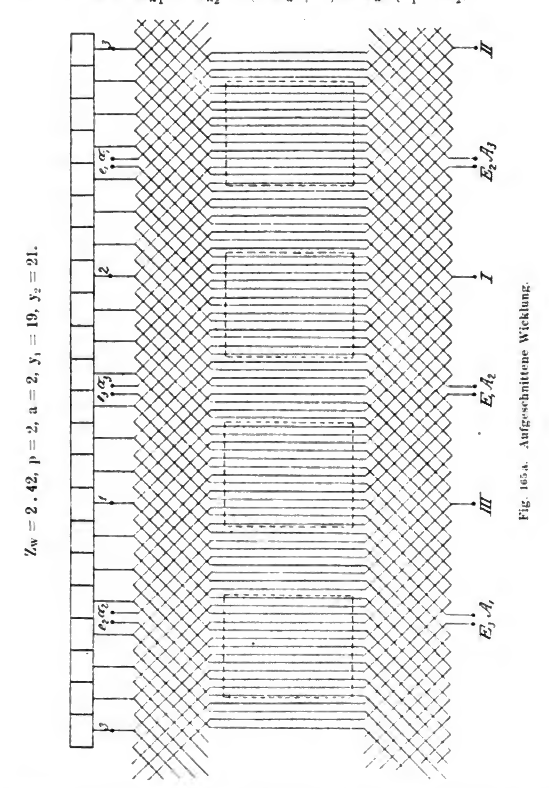
Bei einer m teiligen Drosselspule mit dem Zweigwiderstand w_d wird

$$\Delta = E_{k_1} - E_{k_2} = w_a \left(0{,}16_7 + \frac{0{,}67}{m^2}\right)(J_1 - J_2) + 2\,w_d\,\frac{J_1 - J_2}{m}.$$

[1]) Es spielt namentlich auch der Bürstenübergangswiderstand eine Rolle.

Man kann auch den Mittelleiter einfach von irgend einem Punkt der Ankerwicklung abzweigen und eine einfache Drosselspule w_d in denselben legen, dann ist

$$\Delta = E_{k_1} - E_{k_2} = (2\ w_d + 0{,}83\ w_a)\ (J_1 - J_2).$$



$Z_w = 2 \cdot 42,\ p = 2,\ a = 2,\ y_1 = 19,\ y_2 = 21.$

Fig. 165a. Aufgeschnittene Wicklung.

Eine beachtenswerte Dreileitermaschine ist die Anordnung (Fig. 165) von Rothert & Dettmar: Es wird zwischen die Hauptbürsten a a eine Hilfsbürste b gelegt, von der der Mittelleiter abgeht. Die Pole werden sämtlich in zwei Kerne und zwei Spulen n n und s s gespalten, von denen

jede an einem anderen Dreileiterzweige liegt, so daß jeder Zweig für sich reguliert werden kann. Die Ausführung ist nun so, daß die Erregeranschlüsse gegenüber den Ankeranschlüssen gekreuzt sind. Die Ankerabteilung, welche auf den gering belasteten Zweig arbeitet, wird von dem stark belasteten Zweig erregt und umgekehrt, so daß ein Spannungsausgleich etwa in dem Maße möglich ist wie bei einer Ausgleichdynamo mit gekreuzten Feldern (Fig. 160), nicht so vollkommen wie in Fig. 160a. Es ist wie in Gl. 78

$$\Delta = E_{k1} - E_{k2} = \frac{J_1 - J_2}{1 + \operatorname{tg} \alpha} \cdot \frac{w_m}{2}.$$

Eine Dreileitermaschine oder eine Ausgleichmaschine erhält man auch durch Verwendung sog. aufgeschnittener Gleichstromwicklungen [1]). In Fig. 165a ist ein vierpoliger Anker mit zwei getrennten Serienwicklungen je mit $a = 1$ gezeichnet. Die eine Wicklung ist in 6 Punkten A_1, A_2, A_3, a_1, a_2, a_3 aufgeschnitten, die andere nicht und ist mit einem Kommutator versehen. Die Punkte I, II, III, 1, 2, 3 der letzten Wicklung haben dasselbe Potential wie die Schnittpunkte der aufgeschnittenen Wicklung. Jeder der aufgeschnittenen Stabzüge hat $\frac{Z_w}{6a}$ Stäbe [2]), beide Wicklungen sind bezüglich der induzierten elektromotorischen Kräfte identisch. Die 6a Stabzüge haben 6 Phasen. Man kann nun von der aufgeschnittenen Wicklung a Stabzüge (in Fig. 165a sind es 2), deren Phasen um 180° voneinander verschoben sind, parallel, und die so erhaltenen Gruppen (Doppelphasen) in Stern schalten. Diese Schaltung samt der Verbindung der drei freien Enden des Sterns mit den Punkten gleichen Potentials der unaufgeschnittenen Wicklung ist in Fig. 165b schematisch gezeichnet. Der Sternpunkt 0 ist der Halbierungspunkt der Gleichspannung. Es sind noch eine Reihe anderer Schaltungen, die bezüglich der Güte des Ausgleichs und der Kupferverluste nicht gleichwertig sind, zum gleichen Zweck möglich. Der Punkt 0 wird vermittels eines Schleifringes nach außen verbunden. Die aufgeschnittene Wicklung muß entsprechend dem zu erwartenden Ausgleichstrom im Mittelleiter dimensioniert werden. Der Ausgleich zwischen den zwei Zweigen ist ebenso wie bei den Anordnungen Fig. 158 und 160 kein ganz vollkommener, die zwei Spannungen sind um die Verschiedenheit der Spannungsabfälle innerhalb der Maschine verschieden.

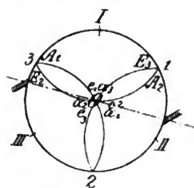


Fig. 165b.

[1]) Ossanna, Zeitschr. f. Elektr. Wien 1901. D.R.P. Nr. 123483 u. 122369.

[2]) Zw eff. Stäbe total.

VIII. Funkenbildung.

27. Ableitung und Diskussion der Grundgleichung.

Beim Durchgang einer Spule unter der Bürste muß der Strom pro Ankerzweig von $+J_z$ in $-J_z$ umgekehrt werden (Fig. 166), was während einer Kurzschlußperiode der betreffenden Spule geschieht. Der Stromübergang ist in Fig. 166 einmal geradlinig und dann sinusförmig gezeichnet. Funkenbildung tritt dann auf, wenn während dieses Kurzschlusses Ströme oder Stromdichten auftreten, welche die Bürste zu sehr belasten (gelbrote Funken), so daß sie glüht, oder wenn Spannungen entstehen, die Lichtbögen[1]) erzeugen (blaugrüne oder violette Funken). Man kann die vollkommene Kommutierung bezeichnen als solche Stromumkehr, daß die Teilströme, die durch die beiden Segmente fließen, an

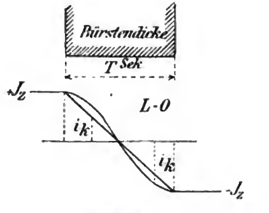



Fig. 166.

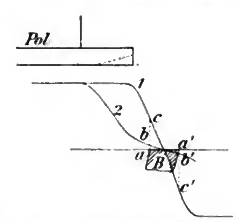


Fig. 167. Kommutierendes Feld B_x.

welche die Spule angeschlossen ist, den entsprechenden Segmentkontaktflächen proportional sind. Hätte die in der neutralen Zone liegende Spule nur Ohmschen Widerstand, so wäre die Funkenbildung ohne übermäßige Strombelastung an sich kaum möglich, da zu Anfang und zu Ende des Kurzschlusses, wo die Bürstenflächen klein sind, auch der Strom in den zugehörigen Bürstenteilen entsprechend deren Widerstand klein wird, so daß die Bürsten nicht glühend werden. Beim Spulen-

[1]) Bekanntlich ist die Minimalspannung für einen Lichtbogen etwa 20 Volt.

kurzschluß in der neutralen Zone wird zu Anfang des Kurzschlusses durch das abfallende Außenfeld B_x (Fig. 167) in der Spule eine elektromotorische Kraft induziert, die im Sinne des kurz vorher fließenden Ankerstroms J_z wirkt, so daß zunächst der Kurzschlußstrom $i_k \sim = J_z$ sein kann. Die äußere Induktion fällt allmählich ab, in der Mitte der Kurzschlußperiode auf Null und steigt dann auf den negativen Wert $- B_x$ an, induziert also in ganz gleicher Weise elektromotorische Kräfte, wie sie dem Verlauf des Kurzschlußstroms entspricht, der von $+ J_z$ nach $- J_z$ übergehen soll. Bei Bürstenvorschub gilt für den Verlauf von B_x unter der Bürste die Fig. 168, worin B_x von vornherein in Richtung von $- J_z$ wirkt. In Fig. 167 sind 2 Kurven B_x gezeichnet, die Kurve 1 ist steil abfallend, die flach verlaufende Kurve 2 entspricht einem gut abgeschrägten Polschuh. — Bei Kurzschluß einer in der neutralen Zone liegenden Spule mit nur Ohmschem Widerstand werden die Verhältnisse in der kurzgeschlossenen Spule unter der Voraussetzung, daß die Bürstenbreite gleich einer Lamellenbreite ist, folgendermaßen (Fig. 169 bis 171):

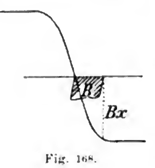
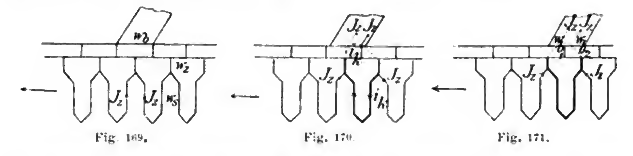


Fig. 168.


Fig. 169. Fig. 170. Fig. 171.

Einen Augenblick vor dem Kurzschluß fließt durch die Bürste von jedem Ankerzweig der Strom J_z, also insgesamt $2 J_z$, so daß die Stromdichte unter dem vollen Bürstenquerschnitt q wird $\frac{2 J_z}{q}$. Kurz darauf wird die Spule kurzgeschlossen und durch den linken größeren Teil der Bürstenfläche $q_1 = q \left(1 - \frac{t}{T}\right)$ fließt der Strom $i_k + J_z$ bei der Stromdichte $\frac{i_k + J_z}{q_1}$; durch den kleineren rechten Teil der Bürstenfläche $q_2 = q \frac{t}{T}$ fließt, falls T die ganze Kommutierungszeit und t die betrachtete Zeit nach dem Kurzschlußanfang ist, der Strom $J_z - i_k$ bei einer Stromdichte von $\frac{J_z - i_k}{q_2}$, und zwar ist im ersten Augenblick der variable Kurzschlußstrom i_k wenig verschieden von J_z, so daß die Stromdichten in beiden Bürstenflächen endlich und ungefähr gleich dem Wert vor

dem Kurzschluß bleiben. In der Mitte des Kurzschlusses ist i_k Null (Fig. 171) und jede der beiden Bürstenflächen hat den Strom J_z zu führen bei einem Querschnitt von $q_1 = q_2 = \frac{q}{2}$. Gegen Ende des Kurzschlusses nähert sich der Kurzschlußstrom dem Wert $-J_z$, so daß mit dem Ablaufen der linken Bürstenecke auch der Strom unter derselben von selbst Null wird. Bürstenstrom und Bürstenfläche sind also immer einander proportional; die Bürstenstromdichte bleibt damit konstant und gleich der normalen.

Die Gleichung für die Kurzschlußspule lautet für den besprochenen Fall (Fig. 170 und 171)

$$i_k w_s + (J_z + i_k)(w_z + w_{b1}) + i_k w_B - (J_z - i_k)(w_{b2} + w_z) = e_a, \quad 81)$$

wobei w_s der Spulenwiderstand, w_z der Widerstand einer Kommutatorverbindung, $w_{b1} = w_b \frac{T}{T-t}$ der Widerstand der vorderen (linken) Bürstenfläche, $w_{b2} = w_b \frac{T}{t}$ derjenige der hinteren (rechten), $w_b =$ Widerstand der ganzen Bürstenfläche, w_B derjenige in der Bürstenmasse selbst und $e_a = f(t)$ die von außen induzierte variable elektromotorische Kraft ist, die proportional B_x nach Fig. 167 verläuft. Der Kurzschlußstrom ist nach (81)

$$i_k = \frac{e_a - J_z(w_{b_1} - w_{b_2})}{2 w_z + w_{b1} + w_{b_2} + w_B + w_s}.$$

Für den geradlinigen Uebergang von $+J_z$ auf $-J_z$ (Fig. 166) sollte von außen induziert werden[1])

$$e_a = J_z (w_{b1} - w_{b2}) \left[1 - \frac{w_s + w_z + w_B + w_{b1} + w_{b2}}{w_{b1} + w_{b2}}\right].$$

Die Größe der Widerstände w_s, w_z, w_{b1}, w_{b2} und w_B ist für die Kommutierung nicht von ausschlaggebender Bedeutung, je größer sie sind, desto eher wird ein übermäßiges Anwachsen von i_k hintangehalten, was selbstverständlich für die Funkenbildung günstig ist. Das begründet teilweise den Vorzug der heutzutage fast allgemein verwendeten Kohlenbürste vor den Metallbürsten. Am zweckmäßigsten wären die Widerstände derart, daß sie bei einem gegebenen Verlauf von e_a obige Gleichung dauernd so befriedigen, daß i_k ganz gleichmäßig (geradlinig oder sinusähnlich) von $+J_z$ nach $-J_z$ übergeht. Tatsache ist, daß sich das praktisch genügend mit Kohlen- und Kupferbürsten erreichen läßt, selbst wenn die Widerstände in weiten Grenzen variieren. Die Haupt-

[1]) Der Wert folgt aus Gl. 81) und aus

$$(J_z + i_k):(J_z - i_k) = \frac{1}{w_{b_1}} : \frac{1}{w_{b_2}}$$

e_a hätte sich danach entsprechend $w_{b_1} - w_{b_2}$ zu ändern.

vorteile der Kohlenbürste liegen in ihren mechanischen Eigenschaften, sie greift den Kommutator wenig an, poliert ihn sogar, bei Funkenbildung verschmort sie nicht, sie bröckelt höchstens etwas, außerdem läßt sie die Ueberdeckung von mehr Segmenten zu, womit es eher möglich ist, variable Last mit konstanter Bürstenstellung zu ertragen. Ist obige Gleichung nicht befriedigt, so verläuft der Kurzschlußstrom nach Kurve I oder II der Fig. 172, Kurve I für den Fall, daß anfangs $i_k > J_z$ wird, Kurve II für den Fall i_k stets $< J_z$; im Fall I sind die Widerstände w insgesamt zu klein oder e_a zu groß, im Fall II ist e_a zu klein oder w zu groß.

Die Spule hat nun tatsächlich außer Widerstand noch Selbstinduktion und wird auch von den anderen kurzgeschlossenen Spulen (gegenseitig) induziert. Die Selbstinduktion (magnetische Trägheit) verhindert das

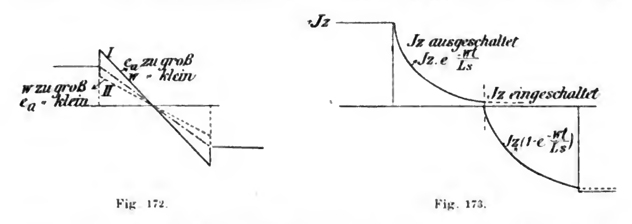


Fig. 172. Fig. 173.

rasche Auslaufen des Kurzschlußstromes in der ersten Hälfte und das richtige Anwachsen desselben in der zweiten Hälfte, damit wird die ganze Stromverteilung während der Kurzschlußperiode geändert. Die Gefahr hoher Stromdichten und starker Stromstöße unter den Bürsten, sowie hoher oder gar unendlicher Werte von $\frac{d i_k}{dt}$ ist umso größer, je höher die Selbstinduktion und die dazu gehörige Reaktanzspannung ist. Die verzögernde Wirkung der Selbstinduktion bei $e_a = 0$ kann man sich an Hand der Kurven (Fig. 173) klar machen: Schaltet man einen Strom $+ J_z$ aus, bezw. hebt man die elektromotorische Kraft, die ihn erzeugt, auf, so läuft er nach dem Gesetz $J_z\, \varepsilon^{-\frac{w}{L_s}t}$ aus ($\varepsilon = 2{,}71\,..$, w = Widerstand, L_s = Selbstinduktionskoeffizient des Kreises); er verschwindet umso langsamer, je größer $\frac{w}{L_s}$, die Zeitkonstante, ist. Beim Einschalten einer elektromotorischen Kraft, die bei Abwesenheit von Selbstinduktion sofort den Strom $- J_z$ erzeugen würde, verläuft der Strom nach dem Gesetz $- J_z \left(1 - \varepsilon^{-\frac{w}{L_s}t}\right)$. Wäre $L_s = 0$, so würde der Strom in Fig. 173 momentan von $+ J_z$ auf $- J_z$ übergehen. Der Strom erreicht umso

später seinen vollen Wert je $> \frac{w}{L_s}$. Für einen Wechselstromkreis ist die der Zeitkonstante entsprechende Größe

$$\frac{w}{2 \pi n L_s} = \frac{w T}{L_s},$$

worin n die Periodenzahl und T die Zeit einer halben Periode (hier die Kommutierungszeit Fig. 166) ist. Eine genaue Theorie der Kommutierung ergibt auch tatsächlich, daß für gute Kommutierung, d. h. zur Vermeidung der Erscheinung, daß die zeitliche Stromänderung $\frac{d i_k}{d t}$ unendlich wird,

$$\frac{w_b T}{L_s} > 1 \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 82)$$

sein soll, wenn w_b der Bürstenübergangswiderstand und L_s der Selbstinduktionskoeffizient der kurzgeschlossenen Spule ist. Die Größe dieses

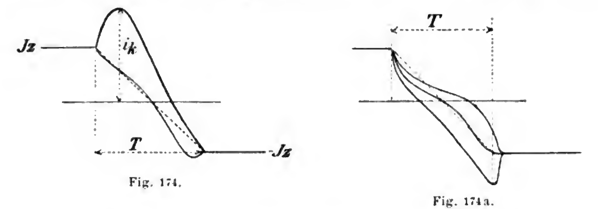


Fig. 174.

Fig. 174a.

Ausdrucks $\frac{w_b T}{L_s}$ ist jedoch keineswegs von ausschlaggebender Bedeutung. Er ist stets befriedigt, wenn die hier im späteren gestellte Forderung kleiner Werte von $n L_s J_z$ oder $\frac{L_s J_z}{T}$ erfüllt ist.

Es leuchtet ein, daß bei vorhandener Selbstinduktion der Uebergang von $+ J_z$ nach $- J_z$ nicht mehr gleichmäßig (z. B. geradlinig oder sinusförmig) nach Fig. 172 erfolgen kann, sondern nach einer Kurve, wie sie z. B. aus Fig. 174 bis 176 hervorgehen. Es treten dabei Fälle auf, wobei der Kurzschlußstrom am Anfang (Fig. 174) oder am Ende wesentlich größer oder kleiner (Fig. 175) als J_z wird, wodurch übermäßige Stromdichten der an- oder ablaufenden Bürstenspitzen entstehen, die sie zum Glühen bringen; auch in der Mitte der Kommutierungsperiode (Fig. 176) können hohe Stromdichten auftreten, wenn der Kurzschlußstrom dort nicht annähernd Null wird. Es werden dann die Bürstenflächen in der Mitte zerfressen, während in Fig. 174 die Anlaufkante, in Fig. 174a und 175 die Ablaufkante zerstört wird. In Fig. 176 und 174a ist die von außen induzierte elektromotorische Kraft e_a in

Richtung von $-J_z$ zu groß, das kommutierende Feld ist zu stark, die Bürsten sind zu weit vorgeschoben (Fig. 168); in Fig. 174 ist das kommutierende Feld anfangs in Richtung von $+J_z$ zu groß, die Bürsten sind zu weit zurückgeschoben.

Läßt man bei hoher Selbstinduktion die Bürsten in der neutralen Zone stehen (Fig. 175), so wird zunächst der Strom viel zu langsam auslaufen, und am Ende der Kurzschlußperiode ist i_k eventuell noch

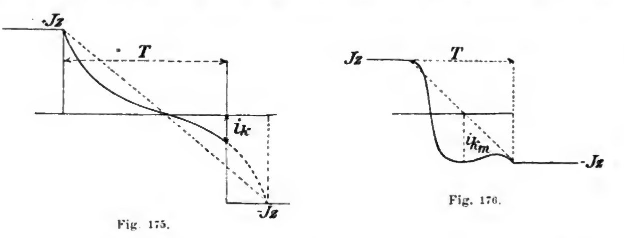


Fig. 175.

Fig. 176.

positiv, jedenfalls noch sehr verschieden von $-J_z$; der Strom muß also sprungweise von i_k auf $-J_z$ (Fig. 175) übergehen, so daß außer den abnormal hohen Stromdichten auch noch hohe Extraspannungen

$$L_s \frac{d\,i_k}{d\,t} = L_s \frac{J_z - i_k}{\Delta\,t} \text{ bei } \Delta\,t = \sim 0$$

auftreten, die Lichtbogenbildung erzeugen. Schiebt man die Bürsten vor, was bei hoher Selbstinduktion unbedingt nötig ist, so kann hingegen der Fall eintreten, daß der Kurzschlußstrom bei anderer Belastung gegen Ende der Periode auf höhere Werte als $-J_z$ getrieben wird, was zu einer ähnlichen Folgeerscheinung wie oben führt. Es kann auch der Kurzschlußstrom bei großem Bürstenrückschub am Anfang zu hoch anwachsen (Fig. 174), wobei der Lichtbogen erzeugende Wert

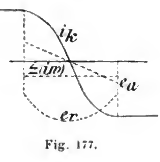


Fig. 177.

$$L_s \frac{d\,i_k}{d\,t} = L_s \frac{i_k - J_z}{\Delta\,t}$$

zu Anfang des Kurzschlusses auftritt.

In der kurzgeschlossenen Spule wirken nunmehr drei variable Spannungen zusammen, die von außen induzierte e_a, die Reaktanzspannung $e_r = L_s \frac{d\,i_k}{d\,t}$ und die Ohmschen Abfälle $\Sigma\, i\, w$ (Fig. 177)[1]). Zu e_r muß man allerdings auch noch die durch gegenseitige Induktion von den

[1]) Weder e_a noch $\Sigma\,(i\,w)$ brauchen gradlinig zu verlaufen.

benachbarten kurzgeschlossenen Spulen aus erzeugten elektromotorischen Kräfte $\Sigma L_m \frac{d i_m}{d t}$ rechnen, also schreiben

$$e_r = L_s \frac{d i_k}{d t} + \Sigma L_m \frac{d i_m}{d t},$$

falls L_m die verschiedenen Koeffizienten der gegenseitigen Induktion und i_m die Kurzschlußströme in den Nachbarspulen sind [1]). Die allgemeine Bedingungsgleichung für einwandsfreie Kommutation ist nun, daß für jeden Augenblick des Kurzschlusses ist

$$e_a - e_r = \Sigma i w, \quad \ldots \ldots \quad 83)$$

wobei i einen gewissen praktisch festzulegenden Grenzwert, der vom Einzelfall abhängt, nicht überschreiten darf bezw. wobei der Verlauf von i möglichst wenig von dem geradlinigen Verlauf der Fig. 166 abweichen sollte. In detaillierter Form ist

$$e_a = i_k w_s + L_s \frac{d i_k}{d t} + \Sigma L_m \frac{d i_m}{d t} + (J_z + i_k)(w_{b1} + w_z)$$
$$+ i_k w_B - (J_z - i_k)(w_{b2} + w_z) = i_k (2 w_z + w_{b1} + w_{b2} + w_B + w_s)$$
$$+ J_z (w_{b1} - w_{b2}) + L_s \frac{d i_k}{d t} + \Sigma L_m \frac{d i_m}{d t}, \quad . \; . \quad 84)$$

oder vereinfacht

$$e_a = i_k w + L \frac{d i_k}{d t} = i_k w + e_r, \quad \ldots \quad 85)$$

wobei $i_k w$ alle obigen Ohmschen Abfälle und

$$L \frac{d i_k}{d t} = (1 + c) L_s \frac{d i_k}{d t}$$

alle induktiven Wirkungen decken soll.

Alle drei Spannungen e_a, e_r und $\Sigma i w$ ändern sich mit der Belastung; e_a wird von der Feldverzerrung durch die Anker AW, sowie durch die Bürstenverstellung stark beeinflußt, $e_r = L \frac{d i_k}{d t}$ und $\Sigma i w$ hängen direkt von dem Belastungsstrom pro Zweig ab. Die Gleichungen 83 bis 85 werden also für jede Belastungsänderung anders. Auf eine fertige Maschine läßt sich zur richtigen Befriedigung der Gleichungen 83 bis 85 im wesentlichen nur durch Aenderung von e_a einwirken, indem man die Bürsten verschiebt. Der Bürstenvorschub mit zunehmender Belastung hat zwei Gründe: Die Anker AW verzerren das Gesamtfeld so, daß die neutrale Zone, die auf dem Gesamtfeld senkrecht stehende Ebene, in der Bewegungsrichtung vorwärts geschoben wird; dabei müssen

[1]) L_m bezieht sich nicht nur auf alle benachbarten Kurzschlußspulen, sondern auch auf die Wirbelstromkreise und die eigentlichen Nutzstromkreise des Ankers und auch des Feldgestells, wovon aber hier abgesehen wird.

die Bürsten folgen, da sonst die von außen induzierte elektromotorische Kraft e_a der Stromumkehr entgegenwirkt. Es ist aber noch ein weiterer Vorschub nötig, um eine elektromotorische Kraft e_a in Richtung von $-J_z$ zu induzieren, welche die Reaktanzspannung e_r zu überwinden hat. Dieser Vorschub muß an sich mit der Belastung immer größer werden, bis die Bürsten unter der Polspitze eintreffen, von wo ab keine Steigerung von e_a mehr möglich ist. Allerdings kommt die Maschine häufig schon früher an die Funkengrenze, da schon in der Nähe der Polspitze das variable e_a, wenn es auch für einen Teil des Kurzschlusses günstig ist, für den übrigen Teil zu groß ist.

Löst man die vereinfachte Gleichung (85) auf, so ergibt sich für die Aenderung des Kurzschlußstromes von $+J_z$ auf $-J_z$ in der Zeit T der Wert e_a zu

$$e_a = w\,J_z \left.\frac{\varepsilon^{\frac{w\,T}{L}} + 1}{\varepsilon^{\frac{w\,T}{L}} - 1}\right|_{w=0} = 2\,L\,\frac{1}{T}\,J_z. \quad . \quad . \quad . \quad 86)$$

Es sei

$$\frac{1}{2\,T} = n \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 87)$$

die Periodenzahl der Kommutierung (sekundliche Perioden), so wird

$$(e_a =)\ 4\,L\,n\,J_z = e_r; \quad . \quad . \quad . \quad 88)$$

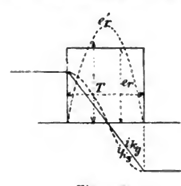


Fig. 178.

$e_r = e_a$ ist die durch das Außenfeld zu überwindende elektromotorische Kraft der Selbstinduktion, die man auch Reaktanzspannung nennt[1]). Sie verläuft konstant und geradlinig über die Zeit T (Fig. 178)[2]). Setzt man den Uebergang von $+J_z$ auf $-J_z$ statt geradlinig sinusförmig voraus (Fig. 178), so wird nach

[1]) Sie kann auch direkt aus Fig. 166 abgelesen werden, nämlich

$$e_r = L\,\frac{di}{dt} = L\,\frac{2\,J_z}{T},$$

indem $2\,J_z$ die gradlinige Aenderung des Stromes in der Zeit T ist.

Man kann e_r auch ermitteln als Wechselspannung

$$e_r = c\,.\,n\,.\,z\,.\,K_s\,.\,10^{-8}, \text{ wobei } c = \sim 4 \text{ bis } 4{,}5$$

$\left(z \text{ Windungszahl pro Spule} = \frac{Z}{2\,k}\right)$.

Der Flux K_s um die kurzgeschlossene Spule ist

$$K_s = 1{,}26\,.\,J_z\,.\,z \times \text{magnetische Leitfähigkeit } \Lambda,$$

also

$$e = c\,.\,n\,.\,z^2\,.\,J_z\,.\,\Lambda\,.\,10^{-8}.$$

Setzt man $c = 4$ und $z^2\,.\,J_z\,.\,\Lambda\,.\,10^{-8} = L_s$, so hat man dasselbe Resultat wie 88).

[2]) In Fig. 178 heißt i_{kg} gradlinig verlaufender Kurzschlußstrom und i_{ks} sinusförmig verlaufender Kurzschlußstrom; e_r gehört zu i_{kg} und e_r' zu i_{ks}.

bekannten Regeln auch e_r sinusförmig, und zwar ist

$$e'_{max} = 2\pi n L J_z \text{ und } e'_{mitt} = 4 n L J_z \text{ und } e'_{eff} = 4{,}44 n L J_z. \quad 89)$$

Im nachstehenden wird die Beziehung 86) und 88) benützt; will man auf die eben genannte Gleichung für e_{max} oder e_{eff} übergehen, so hat man alle Resultate entsprechend mit $\frac{\pi}{2}$ oder mit 1,11 zu multiplizieren.

Der Wert von e_a ist einfach anzugeben, sobald man das variable B_x (Fig. 167) kennt, nämlich

$$e_a = l\, v \frac{Z}{k} B_x \,.\, 10^{-8}, \quad \ldots \ldots \quad 90)$$

wenn l die Ankerlänge, Z : k die kurzgeschlossenen Ankerleiter pro Spule und v die Ankergeschwindigkeit ist. Will man einen Mittelwert $(e_a)_m$ benützen, so setze man für B_x einen Mittelwert $(B_x)_m$, über die Zeit T genommen, ein (in der neutralen Zone ist $(B_x)_m = 0$). Auch für $\Sigma i w$ kann man nach Gl. 81) einen vereinfachten Wert annehmen, da die Hauptsache der Bürstenübergangswiderstand ist, demnach

$$\Sigma i w = (J_z + i_k)\, w_{b_1} - (J_z - i_k)\, w_{b_2}. \quad \ldots \quad 91)$$

$\Sigma i w$ ist zu Anfang des Kurzschlusses ungefähr $2 J_z w_b$, in der Mitte des Kurzschlusses etwa 0 und zum Schluß $-2 J_z w_b$, falls w_b der Uebergangswiderstand des ganzen Bürstensatzes ist. Ich setze nun, allerdings nur um ein Bild über die Größenordnung zu bekommen,

$$\Sigma i w = J_z w_b = i_s F_b \,.\, \frac{w_u}{F_b} = i_s w_u, \quad \ldots \quad 92)$$

worin i_s die Stromdichte an den Bürsten, w_u der Uebergangswiderstand pro c^2 und F_b die Bürstenfläche pro Spindel ist.

Damit schreibt sich die Beziehung 83), in Mittelwerten über die ganze Zeit T genommen, als Bedingung für gute Kommutierung

$$4 L_s n J_z - (B_x)_m \,.\, l \,.\, v \frac{Z}{k} \,.\, 10^{-8} = i_s w_u. \quad \ldots \quad 93)$$

Daraus ist zunächst zu ersehen, daß die Rolle der Widerstände $\Sigma i w$ eine minder wichtige ist, da i_s und w_u für gegebene Bürstensorten wenig variabel sind ($i_s = 4-7$, $w_u = \sim 0{,}15\,\Omega$ für Kohle; $i_s = 20-30$, $w_u = 0{,}02$ für Kupfer). Zudem ist die Größe von $i_s w_u$ selbst bei Kohle wesentlich kleiner als diejenige von e_r und e_a. e_r schwankt in praktischen Ausführungen etwa zwischen 1—10 Volt, e_a etwa zwischen 0 und 25 Volt, $i_s w_u$ für Kohle nur von 0,5—1,5, für Kupfer von 0,2—0,8 Volt. Die Näherungsgleichung 93) ändert ihre sämtlichen Werte mit der Belastung und wird damit, selbst wenn sie für einen Wert von J_z und i_s stimmt, für alle anderen Werte zur Ungleichung. Praktisch hat es sich nun gezeigt,

daß erst Funkenbildung eintritt, wenn die Ungleichung eine gewisse Grenze überschreitet, wenn e_r gegenüber e_a zu große Unterschiede aufweist, oder noch einfacher für den Fall, daß die Bürsten in der neutralen Zone stehen, wo $e_a = 0$ ist, wenn e_r, die Reaktanzspannung, einen experimentell ermittelten Grenzwert stark überschreitet[1]). Dieser letzte Gesichtspunkt ist für die ganze nachfolgende Berechnung maßgebend, und zwar ganz allgemein für Maschinen, die in der neutralen Zone arbeiten, oder mit Bürstenverschiebung bei variabler Last. Für die Bürstenstellung in der neutralen Zone, wo $e_a = 0$, leuchtet es ohne weiteres ein, daß e_r eine gewisse Grenze nicht überschreiten darf, wenn Funkenbildung vermieden werden soll. Schiebt man die Bürsten vor, so ist bei einer bestimmten Belastung im Mittel $e_r - e_a = 0$, bei größerer Belastung und gleicher Bürstenstellung wird $e_r - e_a$ positiv und erreicht eine Grenze, bei der Funkenbildung eintritt, diese Grenze liegt höher, als wenn $e_a = 0$; bei kleinerer Belastung wird $e_r - e_a$ negativ und kann auch so groß werden, daß bei geringer Belastung oder Leerlauf Funkenbildung auftritt. Der positive Grenzwert $e_r - e_a$ ist, wie ohne weiteres ersichtlich, bei gegebenem e_a durch die Größe von e_r bestimmt, so daß auch für Maschinen mit Bürstenverschiebung e_r für die Funkenbildung maßgebend ist. Man kann sich allgemein so ausdrücken: soll eine Gleichstrommaschine in der neutralen Zone funkenfrei kommutieren, so darf e_r einen Grenzwert e_r' nicht überschreiten; soll sie bei gleichbleibendem Bürstenvorschub einwandsfrei kommutieren, so ist der Grenzwert e_r'' $> e_r'$, d. h. die zu kommutierende Belastung kann jetzt größer werden, und zwar umso größer, je geringer die Verzerrung durch das Ankerfeld $\left(\text{je} > \frac{AW_r'}{AW_{a\ \text{unter Pol}}}\right)$ und je flacher das Kommutierungsfeld (Fig. 167, Kurve 2) verläuft. Bei Erfüllung der beiden letzten Forderungen ändert sich e_a nicht zu rasch während der Kurzschlußzeit und wird auch durch die Belastung nicht übermäßig herabgedrückt. Endlich, läßt sich noch sagen, kann die Reaktanzspannung e_r''' größer sein als e_r und e_r'', wenn man die Bürsten bei jeder größeren Belastungsänderung neu einstellt, was man aber an modernen Maschinen selten mehr zuläßt. In diesem letzten Fall kompensiert man das mit der Belastung wachsende e_r durch ein mit dem Bürstenvorschub wachsendes e_a. Der wesentliche Gesichts-

[1]) Diese Forderung, daß die Reaktanz e_r möglichst klein zu halten ist, führt bei mäßig raschlaufenden Maschinen stets zum Ziel: bei sehr raschlaufenden Maschinen kann man auf die ursprüngliche Form $e_a - e_r$ wieder zurückgreifen und durch Anbringung bestimmter Polformen oder Hilfswicklungen die Verhältnisse so disponieren, daß stets $e_a = \sim e_r$ wird, und zwar genügt diese Gleichheit nicht für den Mittelwert allein, sondern sie muß über die ganze Kommutierungszeit befriedigt sein. Man kann e_a auch durch Beeinflussung von außen (ohne Bürstenverstellung) mit der Last ändern: durch Hilfswicklungen oder verstellbare Polgehäuse.

punkt ist also durchweg die Reduktion von e_r auf ein Minimum. Die Festlegung von Grenzwerten für die Reaktanzspannung e_r (Mittelwert) für die drei erwähnten Fälle (Bürsten fest in der neutralen Zone, fest aber vorgeschoben, Bürstenstellung variabel) ist praktisch viel sicherer

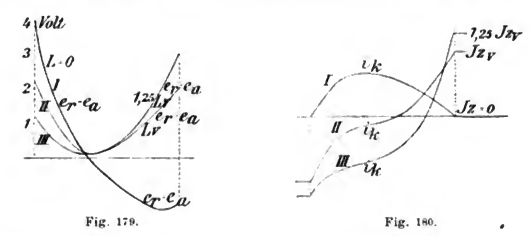


Fig. 179. Fig. 180.

und einwandsfreier möglich, als die Bestimmung der variablen Grenzwerte von $e_r - e_a - \Sigma i w$ (Momentanwerte)[1]).

In Fig. 179 und 180 sind nach Arnold einige experimentell bestimmte Kurven der Werte $e_r - e_a$ und der zugehörigen Kurzschlußströme i_k für verschiedene Belastung (I = Leerlauf[2]), II = Vollast, III = 25% Ueberlast) über die ganze Kommutierungszeit T gezeichnet. Es

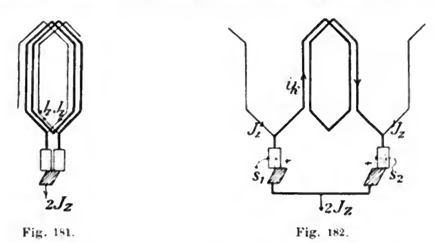


Fig. 181. Fig. 182.

ist zunächst ersichtlich, daß auch für Leerlauf, also $J_z = 0$, ein Kurzschlußstrom i_k auftritt. Bei Leerlauf variiert $e_r - e_a$ von + 3,6 Volt bis − 0,9 Volt, bei 25% Ueberlast von + 1,3 Volt bis 0,3 Volt, und dann herauf nach + 2,6 Volt. Die Bürsten sind also so weit vorgeschoben, daß bei Leerlauf eine Tendenz zum Funken vorhanden ist, bei Vollast aber weniger. Bei weiterer Ueberlast wird der rechte Ast von III rasch steigen, bis Funkenbildung eintritt.

[1]) Siehe auch Steinmetz Electrical Engineering 2. Aufl. S. 195, wo zwischen resistance commutation (ohne Außenfeld) und voltage commutation (mit Hilfe des Außenfelds) unterschieden wird.

[2]) L = o heißt Last = o, L_v = Vollast.

Die Reaktanzspannung e_r hat die Größe $4 n L J_z$ für Schleifenwicklung und Reihenparallelschaltung mit so viel Spindeln wie Polen. Hat man nur zwei Spindeln für Reihenparallelschaltung, so wird $e_r = 4 n L J_z \cdot p$, wobei allerdings $n >$ als bei $2p$ Spindeln ist. Die Art des Kurzschlusses ist bei Schleifenwicklung (Fig. 181) stets anders wie bei

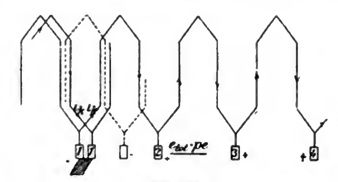


Fig. 183.

Wellenwicklung (Fig. 182 für den Fall Bürstenspindeln $2p_s = 2p$, und Fig. 183 für nur zwei Bürstenspindeln). In Fig. 181 und 183 wird der Kurzschluß durch einen einzigen Bürstensatz besorgt, in Fig. 182 durch zwei oder mehr; in Fig. 181 ist nur eine Spule kurz geschlossen, in Fig. 183 sind p hintereinander geschaltet [1]). Verwendet man bei Schleifenwicklung Ausgleichsverbindungen und reduziert man die Zahl der Bürstenspindeln auf zwei, so bleibt die Reaktanzspannung ungeändert, da die Einzelwerte

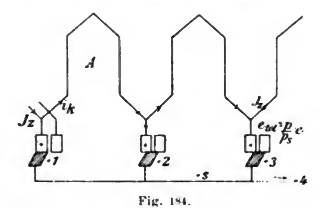


Fig. 184.

parallel geschaltet sind. Ist bei Reihenparallelschaltung die halbe Spindelzahl p_s, so wird $e = \sim 4 n L J_z \frac{p}{p_s}$, wobei allerdings n anders ist als bei $p = p_s$. Die Kurzschlußperiode ist bei Wellenwicklung nicht in gleicher Weise lokal festgelegt wie bei Schleifenwicklung; ist z. B. der Widerstand von Bürste + 2 (Fig. 184) abnorm groß, so findet der Kurzschluß der Spule A nicht über Bürste + 1 und + 2 nach den Sammelschienen S statt, sondern er springt nach Bürste + 3 weiter, wobei sich die Reaktanzspannung verdoppelt und also die Neigung zur Funkenbildung erhöht wird. Wie aus Fig. 183 ersichtlich, erfolgt der Spulenkurzschluß nur dann, wenn

[1]) Siehe auch Hobart, Traction und Transmission, August 1902.

bloß zwei Spindeln verhanden sind, durch einen einzigen Bürstensatz, wobei wie bei der Schleifenwicklung die einzelnen Bürstenteile mit $J_z + i_k$ und $J_z - i_k$ beansprucht werden. Bei $p_s = p$ ist das anders, dabei werden zwei verschiedene Bürstensätze zum Kurzschluß herangezogen, und zwar wird die Spitze des einen Satzes mit $J_z - i_k$, die andere aber, trotzdem sie auch sehr klein an Fläche ist, mit $J_z + i_k$ beansprucht, was hohe Stromdichten erzeugen muß. Dies ist ein weiterer Nachteil der Wellenwicklung. Etwas wird diese Wirkung dadurch gemildert, daß die zwei Bürstensätze nicht gleichzeitig auf das Segment kommen, das zur Kurzschlußspule gehört; es ist nämlich stets $s_1 \gtrless s_2$ (Fig. 182). Alle obigen Gleichungen zeigen, daß die Reaktanzspannung um so kleiner wird, je größer die Kommutierungszeit, je kleiner L (d. h. je $<$ die Windungszahl pro Spule und je $<$ die magnetische Leitfähigkeit um die Spule) und je kleiner der Strom pro Zweig gemacht wird. Mit kleinem e_r erzielt man auch eine gute Maschine bezüglich Funkenbildung.

28. Bestimmung von L.

Ist nun k_s die, von einer kurzgeschlossenen Ankerspule von z Windungen umfaßte Kraftlinienzahl (Momentanwert), so ist allgemein

$$L_s \frac{d\,i_k}{dt} = z \frac{d\,k_s}{dt}, \quad \ldots \ldots \ldots \quad 94)$$

oder

$$L_s = z \frac{d\,k_s}{d\,i_k} = z^2 \frac{d\,k_s}{d\,(i_k z)} = 1{,}26 \frac{z^2}{\text{magn. Wid.}}, \quad \ldots \quad 95)$$

d. h.

$$L_s = 1{,}26 \,.\, z^2 \,.\, \text{magn. Leitfähigkeit in C.G.S.} = z^2 \,.\, \Lambda \,.\, 10^{-8} \quad 96)$$

in konventionellen Einheiten.

Hat man zwei Spulensysteme mit den Selbstinduktionskoeffizienten L_{s_1} und L_{s_2}, sowie dem gegenseitigen Induktionskoeffizienten L_m, so ist bei Vernachlässigung der Streuung

$$L_{s_1} = L_{s_2} = L_m \;(= L_s).$$

Sobald Streuung vorhanden ist, gilt

$$L_m < L_s$$

oder

$$L_m = c' \,.\, L_s,$$

wobei

$$c' < 1.$$

Es ist übrigens ähnlich wie oben in 94)

$$L_m \frac{d\,i_m}{dt} = \frac{d\,k_m}{dt}\, z,$$

sofern i_m der Strom in der Nachbarspule und k_m der Teil des Nachbarflusses ist, der die betrachtete Spule trifft. Es ist stets

$$k_m < k_s.$$

Es ist jedoch noch ein anderer Grund vorhanden, warum $c' < 1$ ist. Die elektromotorischen Kräfte $L_m \frac{d\,i_m}{d\,t}$ der Nachbarspulen (Fig. 185 und 186)[1]) wirken nicht die volle Zeit T; die vorhergehende Spule ist schon früher in den Kurzschluß getreten, die nachfolgende kommt erst

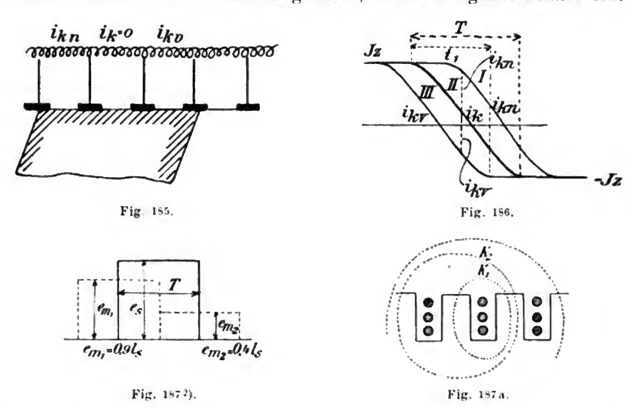


Fig. 185. Fig. 186.

Fig. 187[2]). Fig. 187a.

später zum Kurzschluß. L_m kommt demnach für jede Nachbarspule nur während eines Teils der Kurzschlußperiode zur Wirkung. Bei zwei pro Bürste überdeckten Segmenten werde nach Fig. 187 während der Zeit T die Reaktanzspannung e_s selbst induziert, die Spule links davon wird schon früher kurzgeschlossen und induziert die erste Spule mit e_{m_1}, aber nur die halbe Zeit, die Spule rechts wird später kurzgeschlossen und induziert e_{m_2} während $\frac{T}{2}$; man bildet die Summe von e_s, e_{m_1} und e_{m_2} über die entsprechende Zeit T[3]), um die resultierende Reaktanzspannung e_r zu bekommen.

[1]) Es wird hier, wie angegeben, durchweg mit Mittelwerten gerechnet; damit werden allerdings gewisse Maxima der Momentanwerte von e_r vernachlässigt, die speziell für die Funkenbildung gefährlich sein können.

[2]) Statt l_s lies e_s.

[3]) In Fig. 185 sind gerade drei Spulen kurzgeschlossen, in der linken Spule I fließt ein Kurzschlußstrom $i_{kn} = \backsim + J_z$, in der mittleren (II) $i_k = \backsim 0$, in der rechten (III) $i_{kv} = \backsim - J_z$. Die rechte Spule III ist die Zeit t_1, die linke I die Zeit t_2, gleichzeitig mit der mittleren II kurzgeschlossen.

Nach verschiedenen Versuchen schneiden ca. 90% der Kraftlinien einer Spule eine zweite Spule, welche in derselben Nute liegt, 40% eine zweite Spule in der nächsten und 20% in der übernächsten Nute, d. h. der gegenseitige Induktionskoeffizient ist bezw. 0,9 L_s, 0,4 L_s und 0,2 L_s, sofern die Kurzschlußzeiten beider Spulen gleich sind. Ist die zweite Spule nur τ Sek. gleichzeitig mit der betrachteten kurzgeschlossen, so gilt $L_m = 0{,}9 \frac{\tau}{T} L_s$; $0{,}4 \frac{\tau}{T} L_s$; $0{,}2 \frac{\tau}{T} L_s$; die Wirkung der weiter abliegenden Spulen werde vernachlässigt.

In Fig. 187a umschließen die Kraftlinien K_1 nur eine Spule, die Kraftlinien K_2 aber zwei Spulen. Versteht man unter K_s alle selbsterzeugten Kraftlinien einer Spule und unter K_m alle von den anderen Spulen nach der betrachteten Spule verlaufenden, so ist $L_m = \frac{K_m}{K_s} \frac{\tau}{T} L_s$, falls τ die Zeit ist, während der K_m gleichzeitig mit K_s vorhanden sind. Gewöhnlich ist $K_m \tau$ durch $\Sigma K_m \tau$ zu ersetzen.

In obigen Gleichungen setzen wir nun für L allgemein:

$$L = L_s + L_m = L_s (1 + c). \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 97)$$

Damit ist vorausgesetzt, daß die Kurzschlußströme der benachbarten Spulen in der betrachteten Spule elektromotorische Kräfte induzieren, welche die Reaktanzspannung der letzteren direkt vergrößern, d. h. daß die Aenderung $\frac{di_k}{dt}$ des Kurzschlußstromes überall gleichartig ist (Fig. 186). Die gegenseitige Induktion hat aber noch eine günstige, eine dämpfende Wirkung, obwohl dieselbe im vorliegenden Falle meist nicht groß ist. Es ist bekannt, daß der Selbstinduktionskoeffizient oder allgemeiner die Impedanz (der scheinbare Widerstand) W_s eines Transformators mit der Belastung im Sekundärkreis, d. h. mit abnehmendem Sekundärwiderstand abnimmt. Unter Voraussetzung eines verlust- und streuungslosen Transformators ist bei offenem Sekundärkreis (Fig. 188)

Fig. 188.

$$W'_s = \frac{E_k}{2 \pi n J_\mu}$$

(J_μ der Magnetisierungsstrom und n die Periodenzahl). Bei Vollast ist dagegen bei einem Uebersetzungsverhältnis 1 : 1 und dem Sekundärstrom J_2 sowie dem Sekundärwiderstand W_2

$$E_k / W_s = \sqrt{J_2^2 + J^2_\mu}$$

oder

$$1/W_s = \sqrt{\frac{1}{W_2^2} + \frac{1}{W'^2_s}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 98)$$

d. h. W_s bei Vollast ist $< W'_s$. Will man die Streuung berücksichtigen, sowie die Tatsache, daß die Nachbarspulen nicht $T^{Sek.}$ gleichzeitig kurzgeschlossen sind, sondern nur τ^{Sek}, so schreibe man

$$1/W_s = \sqrt{\frac{1}{W'^2_s} + \left(\frac{c' . \tau}{W_2 . T}\right)^2},$$

wobei wie oben $c' = \frac{L_m}{L_s}$. Wird der Sekundärkreis ganz kurzgeschlossen, so wirkt der Transformator nicht mehr wie eine Selbstinduktion, sondern wie ein Ohmscher Widerstand. Diese Verringerung des Selbstinduktionskoeffizienten durch Dämpfung seitens der Nachbarspulen sei dadurch berücksichtigt, daß man schreibt

$$L = L_s (1 + c - \delta) \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 99)$$

Nach früherem ist

$$\Lambda = 1{,}26 \times \text{magnetische Leitfähigkeit},$$

wobei zu berücksichtigen ist, daß, falls nicht alle Kraftlinien k_s um die Spule herum alle Windungen schneiden, Λ im Verhältnis $\frac{\text{wirksame}}{\text{totale}}$ Windungen $= \frac{z'}{z}$ zu reduzieren ist. In gleicher Weise ist ein Reduktionsfaktor $\frac{z''}{z}$ zuzufügen, der berücksichtigt, daß eventuell nur ein

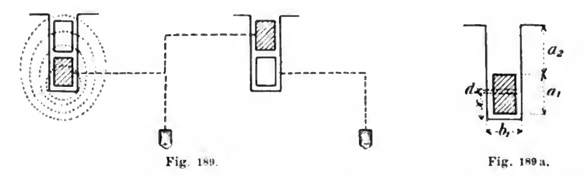


Fig. 189. Fig. 189 a.

Teil der Amperewindungen der Spule kraftlinienerzeugend ist. Häufig ist $z'' = z'$. Also wird allgemein

$$\Lambda = \Sigma\, 1{,}26 \times \text{mittlerer Kraftlinien} \frac{\text{Querschnitt}}{\text{Weg}} \times \text{Permeabilität} \times \frac{z' z''}{z^2}$$

$$= \Sigma\, 1{,}26 \times \frac{q_m}{l_m}\, \mu_m \times \frac{z' z''}{z^2}. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 100)$$

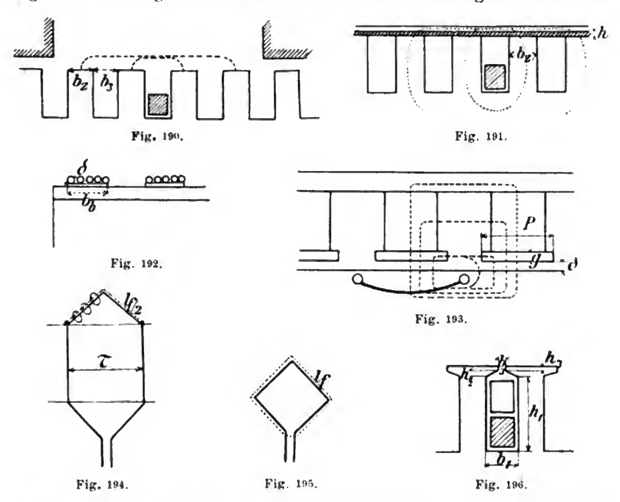
Die Mittelwerte lassen sich durch Integration $\int \frac{dq}{l}\, \mu\, \frac{z' z''}{z^2}$, worin l, μ und z' variabel sind, über den ganzen Kraftlinienquerschnitt auswerten oder man ermittelt sie durch Schätzung.

a) Bestimmung von L oder Λ für Nutenanker mit Trommelwicklung.

Die Leitfähigkeit Λ um eine Ankerspule (Fig. 189) setzt sich aus λ_n für die Nut (Fig. 189), λ_u über der Nut (Fig. 190), λ_b für die Bandagen (Fig. 191 und 192), soweit sie aus Eisen oder Stahl bestehen, und λ_x durch das ganze Polgehäuse (Fig. 193) zusammen, sowie schließlich aus λ_f für die Stirnverbindungen (Fig. 194 und 195), die nicht in Eisen gebettet sind.

$$\Lambda = \lambda_n + \lambda_u + \lambda_b + \lambda_x + \lambda_f.$$

In Fig. 189 bis 195 sind um die betreffenden Leiterstücke die Kraftlinienwege gezeichnet, deren Leitfähigkeit zu bestimmen ist. In Fig. 195 sind die beiden Endstücke vorn und hinten zusammengeschoben. Es wird allgemein der magnetische Widerstand im Eisen im folgenden vernach-



lässigt. Für eine Spule nach Fig. 189 und 196, wobei zwei Elemente übereinander in der Nut liegen, ist nun die Nutleitfähigkeit[1])

$$\left[\frac{h_1}{b_1} + 2,5\left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right] l_e, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 101)$$

falls l_e die effektive Ankerlänge ohne Kanäle ist[2]). In derselben Nut

[1]) Zu h_2 gehört die mittlere Breite b_2.

[2]) Die Ermittlung der Werte $\frac{h_1}{b_1}$, $2,5\,\frac{h_2}{b_2}$ ... geschieht an Hand der Fig. 189a nach Gl. 100)

$$\Lambda_1 = 1,26\int\frac{dq}{l}\,\mu\,\frac{z'\,z''}{z\,z} = 1,26\int_0^{a_1}\frac{l_e\,dx}{b_1}\,1\,\frac{x}{a_1}\cdot\frac{x}{a_1} = 1,26\,\frac{l_e}{b_1}\,\frac{x^3}{3}\,\frac{1}{a_1^2} = 1,26\,\frac{l_e}{b_1}\,\frac{a_1}{3}.$$

Zu dem Stab der Fig. 189a gehört als andere Spulenseite ein oben liegender Stab, für den $\Lambda_2 = 1,26\,\frac{l_e}{b_1}\,\frac{a_2}{3}$. Außerdem ist die Leitfähigkeit über dem Stab Fig. 189a auf der Höhe a_2

$$\Lambda_3 = 1,26\int_0^{a_2}\frac{l_e\,dx}{b_1} = 1,26\,\frac{l_e}{b_1}\,a_2.$$

liegt nun darüber oder darunter noch ein Wickelelement, das mehr oder minder gleichzeitig von den Bürsten anderer Polarität kurzgeschlossen wird und dessen Kraftlinien auch teilweise die betrachtete Spule umschlingen. Damit wird die gesamte Nutleitfähigkeit

$$\lambda_n = l_e \left\{ \left[\frac{h_1}{b_1} + 2{,}5\left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right] + 0{,}9\,\nu\left[0{,}5\frac{h_1}{b_1} + 2{,}5\left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right]\right\} \quad . \quad . \quad 102)$$

Der Faktor 0.9 rührt daher, daß es sich um gegenseitige Induktion in derselben Nut handelt, ν berücksichtigt die Tatsache, daß die beiden anderen Wickelelemente unter Umständen nicht gleichzeitig kommutiert werden. Setzt man

k = Lamellenzahl,

$$f = \frac{\text{Bürstenstärke } s_b}{\text{Segmentstärke } s_s},$$

y_1 = Wickelschritt auf die Kommutatorseite bezogen, bei Reihenparallelschaltung: $y_1 + y_2 = \dfrac{Z \pm 2a}{p}$, so ist in erster Annäherung

$$\nu = 1 - \frac{k - (y_1 - 1)\,p}{2\,pf}. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 103)$$

Wird ν negativ, so ist in der Rechnung, speziell in Gleichung 102), $\nu = 0$ zu setzen. Die angegebene Berechnung nach Gleichung 102) und 103) ist nur näherungsweise richtig, bei $\nu < 1$ gibt sie zu kleine Werte von λ_n. Will man in allen Fällen unbedingt sicher rechnen, so kann man zunächst einfach stets $\nu = 1$ setzen, da, sobald die Formel 103) $\nu < 0{,}5$ ergibt, λ_n wesentlich zu klein berechnet wird. Ist nämlich $\nu < 1$, so beeinflussen Nachbarstäbe, die mehr oder minder gleichzeitig mit der betrachteten Spule unter den Bürsten anderer Polarität kurzgeschlossen werden, diese Spule in einer Weise, die noch nicht berücksichtigt ist. Man nehme z. B. den Fall $\nu = 0$, so induziert der über oder unter der betrachteten Spule liegende Stab diese nicht, aber dafür werden verschie-

---

Damit ergibt sich für eine Spule die Leitfähigkeit

$$\Lambda_1 + \Lambda_2 + \Lambda_3 = (0.42\,a_1 + 0.42\,a_2 + 1{,}26\,a_2)\frac{l_e}{b_1}$$

$$= (0.84\,a_1 + 1.26\,a_2)\frac{l_e}{b_1} = \frac{h_1}{b_1} l_e,$$

$$\text{falls } a_1 = a_2 = \frac{h_1}{2}.$$

$2{,}5\dfrac{h_2}{b_2}$ findet sich wie Λ_3, wenn $h_2 = a_2$ gesetzt und berücksichtigt wird, daß jede Spule aus zwei Spulenseiten besteht.

dene Stäbe, die links oder rechts davon liegen, gleichzeitig kurzgeschlossen. Die genaue Berechnung folgt später.

λ_u stellt nach Fig. 190 die Leitfähigkeit der Kraftlinien dar, die über der Nut verlaufen. Es sind nur die Kraftlinien zu rechnen, die zwischen zwei Polspitzen verlaufen; die übrigen fallen unter λ_x. Also ist die Leitfähigkeit über der Nut für die Spule selbst

$$l_e \,.\, 2{,}3 \left[\frac{b_z}{1{,}5\; b_z + b_3} + \frac{b_z}{3{,}5\; b_z + 3\; b_3} + \frac{b_z}{5{,}5\; b_z + 5\; b_3} + \ldots\right]. \quad 104)$$

Falls nur zirka $1^1/_2$ Zahnteilungen zwischen die Polspitze fallen, ist nur der erste Summand zu verwenden, falls $3^1/_2$ Zahnteilungen dazwischen liegen, der erste und zweite, bei $5^1/_2$ Teilungen noch der dritte etc.

Man wird in der Regel bei der Annäherungsart der ganzen Rechnung statt 104) setzen können

$$3{,}5\; l_e \frac{b_z}{1{,}5\; b_z + b_3}.$$

Dazu kommen wie bei λ_n die Kraftlinien, die von in derselben Nut liegenden Wickelelementen anderer Polarität erzeugt werden, womit

$$\lambda_u = 3{,}5\; l_e \frac{b_z}{1{,}5\; b_z + b_3} \left[1 + 0{,}9\,\nu\right]. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 105)$$

Wählt man den Wickelschritt genau gleich der Polteilung (z. B. bei Schleifenwicklungen, für Näherungsrechnungen ist es allgemein zulässig), so wird

$$\lambda_n + \lambda_u = l_e \left[1{,}5 \frac{h_1}{b_1} + 4{,}7 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right) + 6{,}6 \frac{b_z}{1{,}5\; b_z + b_3}\right]. \quad 106)$$

In praxi schwankt dieser Ausdruck etwa wie folgt[1]):

$$\lambda_n + \lambda_u = 5 \text{ bis } 25 \times l_e, \text{ im Mittel } = 10\; l_e.$$

λ_b für die Bandagen hängt sehr vom Einzelfall ab; es ist nur zu ermitteln, wenn die Bandagen aus Eisen (Stahl) bestehen. An Hand von Fig. 191 und 192 kann man für die Bandagen auf Eisenlänge schreiben

$$\lambda_b = \frac{2 + 1.8\,\nu}{\dfrac{1.6\left(h + \dfrac{\delta}{4}\right)}{b_z\, b_b} + \dfrac{b_3 + b_z}{\mu \,.\, x \,.\, \dfrac{\delta^2 \pi}{4}}} + \frac{2 + 1.8\,\nu}{\dfrac{1{,}6\left(h + \dfrac{\delta}{4}\right)}{b_3\, b_b} + \dfrac{3(b_3 + b_z)}{\mu \,.\, x\, \dfrac{\delta^2 \pi}{4}}} + \ldots \quad 109)$$

worin h die Isolationsdicke unter den Bandagen, δ die Bandagendrahtstärke, x die Gesamtdrahtzahl der Bandagen, $b_b = x\,\delta$, μ die Permeabilität der Bandagen gleich ca. 1 bis 2. Es ist ersichtlich, daß die Isolationslage h nicht nur aus Isolationsgründen zweckmäßig ist. Es sind so viel Glieder anzuschreiben, als der halben Zahnzahl pro Polteilung oder pro Nutschritt entspricht, indem der Faktor vor

[1]) In extremen Fällen kann man sogar auf 50 l_e kommen.

$b_3 + b_z$ die Werte 1. 3, 5 . . . annimmt. Allgemein könnte man wohl angenähert setzen

$$\lambda_b = \frac{2 + 1{,}8\,\nu}{\frac{1{,}6\left(h + \frac{\delta}{4}\right)}{b_z\, b_b} + \frac{b_3 + b_z}{\mu\, x \,.\, \frac{\delta^2 \pi}{4}}}\, c_b \, . \, . \, . \, . \, . \, . \, , \quad 110)$$

$c_b = \sim 2$.

Die Bandagen vergrößern demnach die Selbstinduktion in ähnlicher Weise wie Holzkeile $\left(\text{letztere in dem Glied } \frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3} \text{ in } \lambda_u\right)$. Die Keile haben noch den Vorteil, die Wirbelströme in den Ankerleitern etwas zu reduzieren, während eiserne Bandagen die Wirbelströme in den Polschuhen vermindern. λ_b schwankt etwa zwischen 5 (für langsamlaufende Maschinen mit wenig Bandagen) und 30 (für raschlaufende Typen mit vielen Bandagen).

λ_x ist schwer zu ermitteln und für massive Polschuhe und Pole wegen der dämpfenden Wirkung derselben bei den hohen Frequenzen ($n = 300$ bis 600) vernachlässigbar. Bei lamellierten Polschuhen ist (Fig. 193) ungefähr

$$\lambda_x = \frac{l_p}{0{.}8\left(\frac{\delta}{P} + \frac{\tau - P}{4g}\right)} \quad . \, . \, . \, . \, . \, . \, . \, . \, . \, . \quad 111)$$

(δ Luftspalt, P Polbogen, g Polschuhdicke, l_p achsiale Polschuhlänge), bei lamellierten Polen noch entsprechend größer.

λ_f entspricht den ungefähr kreisförmig um die Stirnverbindungen verlaufenden Kraftlinien (Fig. 194), wenn man die Eisenteile in der Nähe vernachlässigt. Die Ermittlung von λ_f geschieht entweder durch Integration $\int \frac{dq}{l} \frac{z'}{z}$ der Leitfähigkeit genannter Kraftlinien[1]), wobei aber die Integrationsgrenzen schwer zu fixieren sind; theoretisch läßt sich wohl nur sagen, daß so weit zu integrieren ist, bis die Kraftlinien auf der Innenseite der Spule das Ankereisen treffen. Ein anderer Weg ist der, die Endverbindungen auf der Vorder- und Rückseite zu einer Spule in Luft zusammenzufassen (Fig. 195) und deren S.J.-Koeffizienten zu ermitteln, z. B. nach dem bekannten Ausdruck für zwei parallele Drähte von der einfachen Länge l, vom Durchmesser 2 r und dem gegenseitigen Abstand d:

$$L_s = l\left((0{,}46 \log_{10} \frac{d}{r} + 0{,}05\right) \text{ in C.G.S.} \quad . \, . \quad 112)$$

---

[1]) Die Feldstärke im Abstande r von einem geraden Leiter mit dem Strom i ist bekanntlich

$$\sim \frac{2\,i}{10\,r},$$

also

$$\lambda_f = \int \frac{0.2}{1.26} \frac{l_f\, d\,r}{r} = \sim 0{,}2\, l_f \log \frac{r_1}{r_2},$$

wenn r_1 und r_2 die Integrationsgrenzen

bezw. nach einer anderen Formel, daß L_s eines einzelnen geraden Leiters von der Länge l und dem Durchmesser 2 r ist

$$L_s = 2\,l\left(\log_{nat}\frac{2\,l}{r} - {}^3/_4\right) \text{ in C.G.S.} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 113)$$

Keine der Beziehungen[1]) ist vollständig zutreffend und näherungsweise setze ich

$$\lambda_f = l_f\left[0{,}4\,\log_{10}\left(\frac{l_f}{s}\right) - 0{,}1\right], \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 114)$$

falls s die Diagonale des rechteckigen Spulenquerschnittes samt Isolation und l_f die gesamte freie Länge einer Spule (Fig. 195) ist[2]).

[1]) Die genaue Formel in C.G.S. für L_s ist unter der Voraussetzung einer kreisrunden Spule (nicht viereckig wie Fig. 195, der Unterschied ist praktisch nicht groß), falls 2 r der mittlere Spulendurchmesser, b die achsiale Breite und h die radiale Höhe und c die Diagonale des rechteckigen Windungsquerschnittes, z die Windungszahl, d die Dicke des besponnenen Runddrahtes und d_0 die Dicke des nackten Drahtes der Spule ist (Heydweiller, Hilfsbuch elektrischer Messungen, S. 183):

$$L_s = 4\pi r z^2\left[\left(1+\frac{3b^2+h^2}{96r^2}\right)\log_n\frac{8r}{c} - y_1 + \frac{b^2}{16r^2}y_2 + \frac{1}{z}\log_n\frac{d}{d_0} + \frac{1}{z}0{,}15494\right],$$

worin

$$y_1 = \frac{2h}{3b}\,\mathrm{arc\,tg}\,\frac{b}{h} + \frac{2b}{3h}\,\mathrm{arc\,tg}\,\frac{h}{b} - \frac{h^2}{6b^2}\log_{nat}\frac{c}{h} - \frac{b^2}{6h^2}\log_n\frac{c}{b} - \frac{1}{12},$$

$$y_2 = \frac{23}{40} + \frac{221}{360}\,\frac{h^2}{b^2} - \frac{1}{30}\,\frac{h^4}{b^4}\log_n\frac{c}{h} + \frac{1}{6}\,\frac{b^2}{h^2}\log_n\frac{c}{b} - \frac{8}{15}\,\frac{b}{h}\,\mathrm{arc\,tg}\,\frac{h}{b}.$$

Die Werte von y_1 und y_2 können nachstehender Tabelle entnommen werden:

h/b — 0	0,2	0,4	0,7	1
y_1 — 0,500	0,665	0,765	0,833	0,848
y_2 — 0,125	0,155	0,242	0,523	0,816

In praxi schwankt h/b etwa zwischen 1 und 0,4. Nach Ives (Phys. Rev., New York, Febr. 1903) kann man für einen quadratischen Windungsquerschnitt setzen

$$L_s = 4\pi z^2 r\left(\log_n\frac{8r}{c} - 0{,}83\right) \text{ in C.G.S.},$$

was annähernd gibt bei $2\pi r = l_f$

$$\lambda_f = \left(\log_n\frac{1{,}3\,l_f}{c} - 0{,}83\right)\frac{l_f}{2\pi} = \left[0{,}35\log_{10}\left(\frac{l_f}{c}\right) - 0{,}09\right] l_f.$$

[2]) Man kann auch die Formel 114) zunächst für einen kreisförmigen Spulenquerschnitt vom Durchmesser d_f anschreiben, z. B.

$$\lambda_f = l_f\left[0{,}4\log_{10}\left(\frac{l_f}{d_f}\right) - 0{,}1\right],$$

und zu dem rechteckigen Spulenquerschnitt q samt Isolation den Durchmesser $d_f = 2\sqrt{\frac{q}{\pi}}$ eines Kreises suchen, der gleiche Fläche mit q hat; das ist aber umständlicher.

Im allgemeinen ist

$$l_f = 2 \,.\, [1{,}3\, \tau + 3^c + l_k + l_i], \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 115)$$

worin τ die Polteilung (genau genommen die Spulenbreite am Umfang), l_k die Gesamtbreite der Ventilationskanäle und l_i die Dicke der gesamten Ankerisolation $= \backsim 0{,}1$ bis $0{,}15\ l$ ist.

λ_f ist meist 0,4 bis 1,0, im Mittel $0{,}6 \times l_f$.

Die gesamte Nutleitfähigkeit $\lambda_n + \lambda_u$ ist in praktischen Fällen 60 bis 80 %, diejenige der freien Enden 10 bis 40 % und die der Bandagen 0 bis 20 % der gesamten Leitfähigkeit.

Nunmehr wird in konventionellem Maße

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{4\,k^2} \left[(\lambda_n + \lambda_u + \lambda_b + \lambda_x)(1 + c - \delta) + \lambda_f (1 + c' - \delta')\right], \quad 116)$$

wenn Z die Gesamtleiterzahl (effektiv) und k die Lamellenzahl. Für die

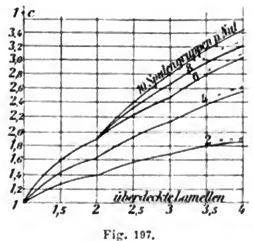


Fig. 197.

Stirnverbindungen ist ein anderer gegenseitiger Induktionskoeffizient angenommen wie für die Nut.

Näherungsweise ist es auch zulässig, zu setzen

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{4\,k^2} \left[(\lambda_n + \lambda_u)(1 + c)\, 1{,}2 + \lambda_f (1 + c')\right]. \qquad 117)$$

Der Einfluß der gegenseitigen Induktion benachbarter Spulengruppen ist zunächst durch den Ausdruck $1 + c$ und $1 + c'$ in Fig. 197 dargestellt und zwar in Abhängigkeit der überdeckten Segmente für zwei bis zehn Spulengruppen pro Nut. Die Ermittlung geschieht beispielsweise für vier Spulengruppen und zwei überdeckte Segmente derart, daß L_m für die in gleicher Nute liegende Spule ist: $L_s \,.\, 0{,}9 \,.\, \frac{T/2}{T} = 0{,}45\, L_s$, für die in der benachbarten Nute liegende Spule: $L_s \,.\, 0{,}4 \,.\, \frac{T/4}{T} = 0{,}2\, L_s$; mehr als diese zwei Nachbarspulen sind nicht gleichzeitig kurzgeschlossen, also $L = L_s + L_m = L_s\,(1 + 0{,}45 + 0{,}2) = 1{,}65\, L_s$ oder

$1 + c = 1{,}65$. δ ist schwer zu ermitteln und kann, sofern man keine besondere Dämpfervorrichtungen anbringt, auf etwa $^1/_{10}$ c geschätzt werden. Im weiteren Verlauf wird $\delta = 0$ gesetzt.

Analytisch ist, falls s_s = Segmentstärke, s_b = Bürstenstärke gesetzt wird, allgemein

Fig. 198 Fig. 199. Fig. 200. Fig. 201.

für zwei Spulengruppen pro Nut (Fig. 198)

$$1 + c = 1 + 0{,}8 \frac{s_b - s_s}{s_b} + 0{,}4 \frac{s_b - 2\,s_s}{s_b} + 0{,}2 \frac{s_b - 3\,s_s}{s_s}, \qquad 118)$$

bei vier Spulengruppen pro Nut (Fig. 199)

$$1 + c = 1 + 1{,}3 \frac{s_b - s_s}{s_b} + 0{,}8 \frac{s_b - 2\,s_s}{s_b} + 0{,}6 \frac{s_b - 3\,s_s}{s_b}, \qquad 119)$$

für sechs Spulengruppen pro Nut (Fig. 200)

$$1 + c = 1 + 1{,}8 \frac{s_b - s_s}{s_b} + 0{,}8 \frac{s_b - 2\,s_s}{s_b} + 0{,}8 \frac{s_b - 3\,s_s}{s_b}, \qquad 120)$$

für acht Spulengruppen pro Nut (Fig. 201)

$$1 + c = 1 + 1{,}8 \frac{s_b - s_s}{s_b} + 1{,}3 \frac{s_b - 2\,s_s}{s_b} + 0{,}8 \frac{s_b - 3\,s_s}{s_b}, \qquad 121)$$

und schließlich für die Stirnverbindungen allgemein (Fig. 202)

$$1 + c' = 1 + 1{,}6 \frac{s_b - s_s}{s_b} + 1{,}2 \frac{s_b - 2\,s_s}{s_b} + 0{,}8 \frac{s_b - 3\,s_s}{s_b}. \qquad 122)$$

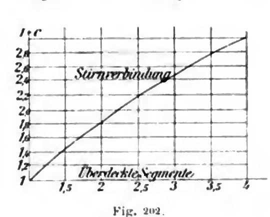
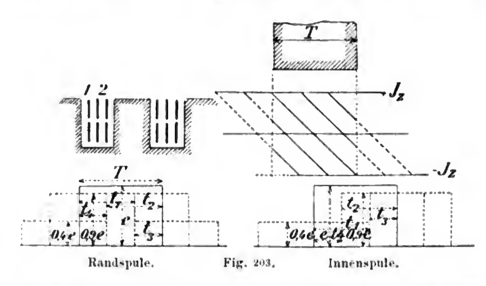


Fig. 202.

Bei Berechnung der gegenseitigen Induktion der Endverbindungen wird die Wirkung der beiden übereinander liegenden Wickellagen, deren Elemente annähernd senkrecht aufeinander stehen, vernachlässigt. Es gilt das auch schon für die Beziehung 114 für λ_f. Sobald einer der Andrücke $s_b - s_s$, $s_b - 2\,s_s$ ... in Gl. 118 bis 121) negativ wird, ist er wegzulassen.

Obwohl es nicht ratsam sein dürfte, über sechs Spulengruppen hinauszugehen, da sonst das kommutierende Feld für die einzelnen Spulen zu verschieden wird, ist es doch interessant, zu konstatieren, daß zahlreiche Ausführungen mit zehn Spulengruppen pro Nut besonders für Bahnmotoren vorliegen; der Vorteil, mehr als zwei Spulengruppen in eine Nut zu legen, besteht hauptsächlich in Isolationsersparnis und in der Möglichkeit, bei mechanisch starken Zähnen diese hoch zu sättigen und kräftig zu ventilieren.

Bei mehr als zwei Elementen pro Nut ist die Reaktanz der einzelnen Spulen pro Nut, d. h. der Ausdruck $(1 + c)$ verschieden. Tatsächlich wird auch bei funkenempfindlichen Maschinen mit vier Elementen immer jedes andere Segment, bei sechs



Randspule. Fig. 203. Innenspule.

Elementen jedes dritte Segment etc. mehr angegriffen als die anderen. In obigen Werten von $(1 + c)$ ist immer die ungünstigste Spule angenommen. In Fig. 203 ist für den Fall, daß sechs Elemente in der Nut liegen, $1 + c$ für eine Randspule 1) und für eine Innenspule 2) bei $\frac{s_b}{s_s} = 3$ ausgewertet:

Für 1) ist

$$e_r = e(1 + c) = e + 0{,}9\,e\,\frac{2}{3} + 0{,}9\,e\,.\,\frac{2}{3} + 0{,}4\,e\,.\,\frac{1}{3} + 0{,}4\,e\,.\,\frac{1}{3}$$
$$= e\,(1 + 0{,}6 + 0{,}6 + 0{,}13 + 0{,}13) = 2{,}46\,e,$$

für 2) ist

$$e_r = e\,(1 + c) = e\left(1 + 0{,}9\,.\,\frac{2}{3} + 0{,}9\,.\,\frac{1}{3} + 0{,}4\,.\,\frac{2}{3} + 0{,}4\,.\,\frac{1}{3}\right) = 2{,}30\,e.$$

Bei vielen Elementen pro Nut tritt überdies eine weitere Unsymmetrie der Kommutierung auf, die kommutierende Induktion B_x bezw. die von außen induzierte elektromotorische Kraft e_a ist für die einzelnen Spulen um so verschiedener, je mehr Elemente in der Nut liegen.

Den etwas komplizierten Vorgang der gegenseitigen Induktion seitens der Stäbe, die von den Bürsten anderer Polarität kommutiert werden, kann man sich für den Fall, daß $\nu < 1$ (S. 136) ist, am besten graphisch nach Fig. 203a veranschaulichen, aus der ohne weiteres zu entnehmen ist, wie lange die Nachbarstäbe gleichzeitig mit der betrachteten Spule S kurzgeschlossen sind, d. h. wie groß die Zeitdauer ihrer gegenseitigen Induktion ist. Ist z. B. $\nu = 0{,}5$, so induzieren die Stäbe

direkt über oder unter S nur während der halben Kommutierungszeit $\frac{T}{2}$ die Spule S, aber links oder rechts daneben sind noch zwei Stäbe, die auch noch eine gewisse Zeit lang nämlich bei 2 überdeckten Segmenten $\frac{T}{2}$ Sek. direkt die Spule S induzieren. Während die Wirkung der ersten Stäbe direkt über und unter S $0{,}9 \frac{T}{2}$ ist, wird diejenige der zwei letztgenannten bei zwei Elementen pro Nut nur $0{,}4 \frac{T}{2}$. Dieser letzte Betrag ist in den früheren Formeln 102), 103) und allen, die ν enthalten, vernachlässigt. Die Fig. 203a gilt für eine Maschine mit 4 Elementen pro Nut,

$$k = 456,\ p = 4,\ y_1 = 107,\ f = 2{,}5,\ \text{also}\ \nu = -0{,}6;\ 1 + c = 1{,}9;$$

Stab 4 wird erst 0,6 T nach Beendigung des Kurzschlusses der betrachteten Spule 3 kurzgeschlossen, hat also keinen Einfluß auf 3, Stab 908 wird gleichzeitig mit 3

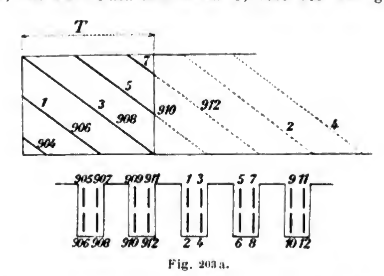


Fig. 203 a.

kurzgeschlossen, liegt aber in einer übernächsten Nut (nur 20% gegenseitige Induktion), Stab 910 wird 0,4 T Sek. später während 0,6 T Sek. gleichzeitig kurzgeschlossen, ebenso 906, Stab 912 nur während 0,2 T Sek. Man ersetzt nun in allen Formeln, in denen ν vorkommt, das Glied

$$(\lambda_1 + 0{,}9\,\nu\,\lambda_2)(1 + c)$$

durch

$$\lambda_1 (1 + c) + 0{,}9\,x\,\lambda_2,$$

d. h. man berücksichtigt die gegenseitige Induktion der Bürsten anderer Polarität ganz für sich durch den Wert x. In Fig. 203a ist z. B.

$$x = 0{,}2 \cdot 1 + 0{,}4 \cdot 0{,}6 + 0{,}2 \cdot 0{,}6 + 0{,}4 \cdot 0{,}2 = 0{,}64.$$

Um ein Urteil über den Wert dieser Rechnung zu bekommen, sei an Hand derselben die Gl. 102) für die Nutleitfähigkeit ausgerechnet

a) für $\nu = 1$

$$A = \lambda_n (1 + c) = 1{,}9\, l_e \left[1{,}5 \frac{h_1}{b_1} + 4{,}7 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right] = 2{,}85 \frac{h_1}{b_1} l_e + 8{,}9 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right) l_e,$$

b) für $\nu = 0$ (da ν negativ)

$$B = \lambda_n (1 + c) = 1{,}9\, l_e \left[\frac{h_1}{b_1} + 2{,}5 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right] = 1{,}9 \frac{h_1}{b_1} l_e + 4{,}8 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right) l_e.$$

c) richtig mit $x = 0{,}64$

$$C = 1{,}9\, l_e \left[\frac{h_1}{b_1} + 2{,}5 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right] + 0{,}9 \cdot 0{,}64 \left[0{,}5 \frac{h_1}{b_1} + 2{,}5 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right] l_e$$

$$= 2{,}2 \frac{h_1}{b_1} l_e + 6{,}2 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right) l_e.$$

Im Fall B rechnet man für diese etwas extremen Verhältnisse eine etwa 15% zu kleine ($B = \sim 0{,}84\,C$), im Fall A eine 35% zu große ($A = \sim 435\,C$) Nutleitfähigkeit heraus. Ist $\nu > 0$ oder gar $> 0{,}5$, so ist der Fehler viel kleiner.

x läßt sich aber auch ähnlich den Gleichungen 118) bis 122) rechnerisch bestimmen, nämlich

a) für zwei Spulenseiten pro Nut

$$x = \nu + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}4 + \left(\frac{s_b - 2s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}2 + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0{,}4 + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0{,}2,$$

b) für vier Spulenseiten pro Nut

$$x = \nu + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}9 + \left(\frac{s_b - 2s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}4 + \left(\frac{s_b - 3s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}2 + \left(\frac{s_b - 4s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0.2 + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0{,}9 + \left(\frac{s_b - 2s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0{,}4 + \left(\frac{s_b - 3s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0{,}4 + \ldots$$

c) für sechs Spulengruppen pro Nut

$$x = \nu + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}9 + \left(\frac{s_b - 2s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}4 + \left(\frac{s_b - 3s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}4 + \ldots + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0{,}9 + \left(\frac{s_b - 2s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0{,}4 + \ldots$$

d) für acht Spulengruppen pro Nut

$$x = \nu + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}9 + \left(\frac{s_b - 2s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0.4 + \ldots + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0.9 + \left(\frac{s_b - 2s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0.9 + \left(\frac{s_b - 3s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0.4 + \ldots$$

e) für zehn Spulengruppen pro Nut

$$x = \nu + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0{,}9 + \left(\frac{s_b - 2s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0.9 + \left(\frac{s_b - 3s_s}{s_b} + 1 - \nu\right) 0.4 + \ldots + \left(\frac{s_b - s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0{,}9 + \left(\frac{s_b - 2s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0{,}9 + \left(\frac{s_b - 3s_s}{s_b} + \nu - 1\right) 0.4 + \ldots$$

Wird einer der Summanden < 0, so fällt er aus; ergibt er Werte > 1, so ist statt seiner die Ergänzung zu zwei in die Rechnung einzusetzen. Bei mehr als zwei Elementen pro Nut ist stets x für den stärkst induzierten Stab zu berechnen.

Aus obigen Formeln findet sich x für das erwähnte Beispiel zu

$$x = \left(\frac{3}{5} + 1 + 0{,}6\right) 0{,}9 + \left(\frac{1}{5} + 1.6\right) 0.4 + \left(-\frac{1}{5} + 1{,}6\right) 0{,}4 + \left(-\frac{3}{5} + 1.6\right) 0{,}2 + (-1 + 1{,}6)\, 0.2 = 0{,}64.$$

* Auf die Größe von ν ist übrigens auch der Umstand von Einfluß, ob die Bürstensätze mehr oder weniger als eine Polteilung voneinander entfernt sind, was bei Wellenwicklung auch die Zeit T beeinflußt.

Für einen Fall, bei dem die Kurzschlußperioden der einzelnen Spulen unter den +- und −-Bürsten eine gewisse Verschiebung $\gtrless$ als eine Segmentbreite haben, ist das Diagramm zur Berechnung von x in Fig. 203b gezeichnet und zwar ist $Z = 1206$; $2p = 12$; $2a = 6$; $y_1 = 93$;

$y_2 = 109$; $\nu = -0{,}7$; $f = 2{,}5$; sechs Elemente pro Nute. Dabei wird Stab 600 von den negativen Bürsten um $\frac{1}{4} \cdot \frac{T}{2{,}5}$ Sek. später kurzgeschlossen als Stab 1 von den positiven Bürsten, es ist für Stab 1

$$x = 0{,}2 \cdot \frac{3}{4} \frac{1}{2{,}5} + 0{,}2 \cdot \frac{7}{4} \cdot \frac{1}{2{,}5} + 0{,}2 \cdot \frac{9}{4} \frac{1}{2{,}5} + 0{,}4 \frac{5}{4} \frac{1}{2{,}5}$$
$$+ 0{,}4 \cdot \frac{1}{4} \frac{1}{2{,}5} = 0{,}88.$$

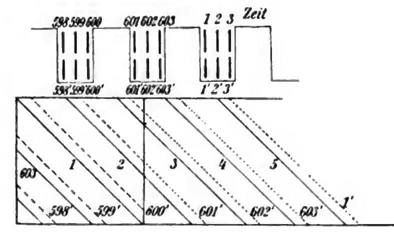


Fig. 203 b

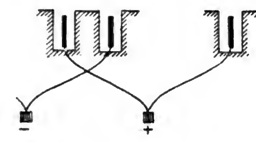
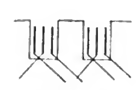


Fig. 204.


Fig. 204a.

In dem Fall, daß nur ein Wickelelement pro Nut vorhanden bezw. nur in einer Lage gewickelt wird (Fig. 204), was aber für Nutenanker selten vorkommt[1]), erhält man ähnlich wie früher

$$\lambda_n = l_e \left[0{,}8 \frac{h_1}{b_1} + 2{,}5 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right] + c'' \cdot \nu \left[0{,}8 \frac{h_1}{b_1} + 2{,}5 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right] l_e \quad . \quad 123)$$

$$\lambda_n = 3{,}5\, l_e \frac{b_3}{1{,}5\, b_z + b_3} [1 + c'' \cdot \nu] \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 124)$$

$$\lambda_L = \frac{2(1 + c''\nu)}{\dfrac{1{,}6\left(h + \frac{\delta}{4}\right)}{b_z\, b_b} + \dfrac{b_3 + b_z}{\mu \cdot x \dfrac{\delta^2 \pi}{4}}} c_b \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 125)$$

λ_x und λ_f wie früher Gl. 111) und Gl. 114), ebenso siehe ν Gl. 103) und $(1 + c')$ in Gl. 122) oder Fig. 202; $c'' = 0{,}9$, wenn das Wickelelement, das gleichzeitig unter den Bürsten anderer Polarität kommutiert wird, in derselben Nut liegt, d. h. wenn

[1]) Meist nur bei Evolventenendverbindungen möglich.

zwei oder mehr Wickelelemente in der Nut nebeneinander liegen (Fig. 204 a), was unrationell ist; $c = 0{,}4$, wenn nur ein Wickelelement in der Nut liegt; $c_b = \sim 2$. $1 + c$ ist kleiner wie in Fig. 197, z. B. bei einer Spulengruppe pro Nut und $\frac{s_b}{s_s} = 2$ statt 1,4 nur 1,2; bei zwei Spulengruppen 1,40 statt 1,65. Man kann $1 + c$ für eine Spulengruppe pro Nut aus Fig. 205 unten entnehmen; für zwei bis vier aus Fig. 206.

Verteilt man eine Spule von z Windungen, die in einem Nutenpaar liegen, in q Nutenpaare (Fig. 207 und 208), so verhalten sich die zu-

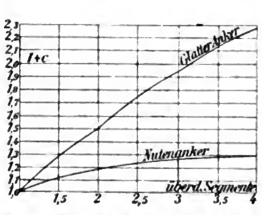


Fig. 205. Trommelanker mit 1 Wickellage.

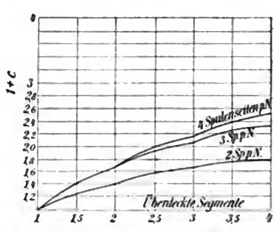


Fig. 206. Trommelanker mit 1 Wickellage.



Fig. 207.

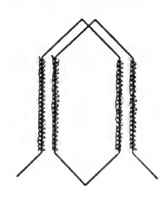


Fig. 208.

gehörigen Werte von L (Index 1 entspricht einem Nutenpaar, Index q den q Nutenpaaren)

$$L_1 : L_q = z^2 \,.\, \Lambda_1 (1 + c_1) : q \left(\frac{z}{q}\right)^2 \Lambda_q (1 + c_q)$$

$$= 1 : \frac{(1 + c_q)}{q\,(1 + c_1)} \frac{\Lambda_q}{\Lambda_1} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 126)$$

$1 + c_1$ und $1 + c_q$ berücksichtigen den Einfluß der gegenseitigen Induktion, der bei q Nuten größer ist als bei einer, etwa wie folgt:

Nuten q =	1	2	3	4 und mehr
$\frac{1 + c_q}{1 + c_1}$	1	1,4	1,6	1,7 ÷ 1,8.

Λ_1 ist in der Regel $< \Lambda_q$, so daß der Vorteil der Verteilung einer Spule in verschiedene Nuten nicht sehr groß ist, ganz abgesehen von der Verteuerung der Maschine.

b) Glatter Anker.

Für den glatten Anker ist die Ermittlung von Λ etwas unsicher. Hat man nur eine Wickellage und eine Spulendicke $2 r_1$, so ergibt sich für das Kraftlinienbild Fig. 209, soweit es sich um den auf dem Ankereisen liegenden Spulenteil handelt, die magnetische Leitfähigkeit

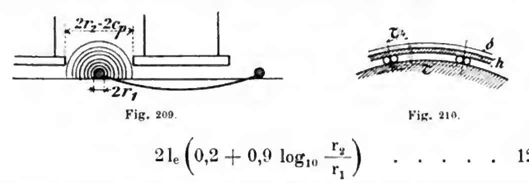


Fig. 209. Fig. 210.

$$2 l_e \left(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{r_2}{r_1}\right) \quad \ldots\ldots \quad 127)$$

Die Integrationsgrenze $2 r_2$ ist meines Erachtens der Polspitzenabstand $2 c_p$, da die übrigen Kraftlinien entweder weggedämpft werden oder unter λ_x fallen; also ist die Leitfähigkeit pro Spule auf Eisenlänge

$$2 \left(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{c_p}{r_1}\right) l_e \quad \ldots\ldots \quad 128)$$

Da aber eine benachbarte Spule gleichzeitig unter dem Nachbarbürstensatz anderer Polarität kurzgeschlossen wird, ist die Leitfähigkeit λg auf Eisenlänge (entsprechend $\lambda n + \lambda u$) allgemein zu setzen

$$\lambda g = \left[2 \left(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{c_p}{r_1}\right) + \nu\, 1{,}8 \log_{10} \frac{c_p}{1{,}5\, r_1}\right] l_e \quad 129)$$

$$\lambda g = \left[0{,}4 + 1{,}8 \log \frac{c_p}{r_1} (1 + \nu) - 0{,}3\, \nu\right] l_e \quad \ldots \quad 130)$$

ν wie früher (Gl. 103). Nach Fig. 210 ist für Bandagen aus Eisen

$$\lambda_b = \frac{2\,(1 + c''\nu)}{\dfrac{1{,}6\left(h + \dfrac{\delta}{4}\right)}{b_b \,.\, b_s} + \dfrac{b_s}{\mu \,.\, x \,.\, \dfrac{\delta^2 \pi}{4}}} \quad \ldots\ldots \quad 131)$$

$b_s = \sim \frac{\tau}{2}$ oder $\frac{1}{2}$ der Spulenteilung, $c'' = \sim 0{,}7$.

λ_x und λ_f wie früher (Gl. 111 und 114). $1 + c$ für die gegenseitige Induktion kann hier ungefähr gesetzt werden:

$$1 + c = 1 + 1{,}0 \frac{s_b - s_s}{s_b} + 0{,}8 \frac{s_b - 2 s_s}{s_b} + 0{,}5 \frac{s_b - 3 s_s}{s_b}. \quad 132)$$

Der Wert ist in Fig. 206, oben aufgetragen. $1 + c'$ für die Stirnverbindungen bleibt wie in Gl. 122) oder Fig. 202.

Verwendet man beim glatten Anker zwei Wickellagen übereinander, so wird λ_g größer. Man kann für die Leitfähigkeit auf Eisenlänge l_e pro Spule schreiben

$$\left[\left(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{c_p}{r_1}\right) + \left(c_x \,.\, 0{,}2 + \frac{0{,}9}{1 + \frac{2h}{1{,}5 c_p}} \log_{10} \frac{c_p}{r_1}\right)\right] l_e \quad 133)$$

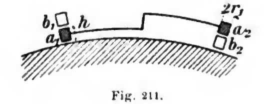


Fig. 211.

Die erste Klammer gilt für die auf dem Eisen liegende Spulenhälfte a_1 (Fig. 211), die zweite für die erhöht liegende a_2 (rechts). Ist die Wickelhöhe h pro Lage $\geqq$ als die Wickeldicke $2 r_1$, so kann man wohl $c_x = 0{,}5$ setzen, bei $h < 2 r_1$ sind Werte zwischen 0,5 und 1 zu wählen. Setzt man $c_x = 0{,}5$ und $h : c_p = 1 : 5$, so wird der Ausdruck 133

$$= \left[0{,}3 + 1{,}6 \log_{10} \frac{c_p}{r_1}\right] l_e \quad . \; . \; . \; . \; . \quad 134)$$

Nun werden gleichzeitig darüber- und darunterliegende Wickelelemente des benachbarten Bürstensatzes kurzgeschlossen, also kann man setzen

$$\lambda g = \left(0{,}3 + 1{,}6 \log_{10} \frac{c_p}{r_1} + \nu \,.\, 0{,}8 \times 1{,}6 \log_{10} \frac{c_p}{r_1}\right) l_e$$

oder

$$\lambda g = \left[0{,}3 + 1{,}4 \log_{10} \frac{c_p}{r_1} (1 + 0{,}8 \nu)\right] l_e \quad . \; . \; . \; . \; . \quad 135)$$

$1 + c$ kann hier gleich $1 + c'$ (Gl. 121), wie für die Stirnverbindungen gesetzt werden. $1 + c'$ bleibt wie früher, ebenso die anderen nicht erörterten Werte.

c) Ringanker.

Für den Ringanker hat man drei Ausdrücke zu entwickeln (Fig. 212 bis Fig. 214):

1. für das Leiterstück l_a auf der Außenfläche mit der Leitfähigkeit λ_{an} (Nutenanker) oder λ_{ag} (glatter Anker),
2. für die Leiterstücke l_r auf den Seitenflächen mit der Leitfähigkeit λ_r,
3. für das Leiterstück l_i auf der Innenfläche mit der Leitfähigkeit λ_i.

Für l_a kann man die verschiedenen entwickelten Werte für $\lambda_n + \lambda_u$ (Nutenanker mit 1 Wickellage) oder λ_g, ferner λ_x und λ_b benutzen, die man mit 2 zu dividieren hat, da es sich nur um eine Spulenhälfte handelt und deren Glied mit dem Faktor ν gleich Null zu setzen ist.

Es ist also für eine Nut[1]) wie Fig. 196 und für **eine** Spule pro Nut

$$\lambda_{an} = l_a \left[0{,}4 \frac{h_1}{b_1} + 1{,}2 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right)\right] + 1{,}7\, l_a \frac{b_z}{1{,}5\, b_z + b_3} + \frac{1}{\dfrac{1{,}6\left(h + \frac{\delta}{4}\right)}{b_z\, b_b} + \dfrac{b_z + b_s}{\mu\, x \frac{\delta^2 \pi}{4}}}\, c_b + \lambda_x \quad \ldots \quad 136)$$

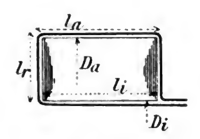


Fig. 212.

Fig. 213.

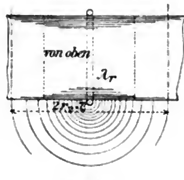


Fig. 214.

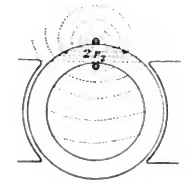


Fig. 215.

$c_b = 2$, λ_x siehe früher. Vereinfacht ist

$$\lambda_{an} = 1{,}2\, l_a \left[0{,}4 \frac{h_1}{b_1} + 1{,}2 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3}\right) + 1{,}7 \frac{b_z}{1{,}5\, b_z + b_3}\right] \quad . \; . \quad 137)$$

wobei λ_b und $\lambda_x = 0$.

Ferner für den glatten Anker

$$\lambda_{ag} = \left(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{c_p}{r_1}\right) l_a + \frac{1}{\dfrac{1{,}6\left(h + \frac{\delta}{4}\right)}{b_b\, b_s} + \dfrac{b_s}{\mu \,.\, x \frac{\delta^2 \pi}{4}}} + \lambda_x \quad . \quad 138)$$

$b_s = \sim \tau/2$ oder $\sim$ ½ Spulenteilung. λ_x wie früher oder auch vereinfacht

$$(\lambda_b = 0,\ \lambda_x = 0)$$

$$\lambda_{ag} = 1{,}3 \left(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{c_p}{r_1}\right) l_a \quad \ldots \ldots \quad 139)$$

[1]) Liegen in einer Nut Windungen, die zu verschiedenen Spulen gehören, so wird der Ausdruck λ_{an} wesentlich anders.

Für $2l_r$ kann man entsprechend λ_g schreiben

$$\lambda_r = 2l_r \left(0,2 + 0,9 \log \frac{r_2}{r_1}\right) \quad \ldots \ldots \ldots \quad 140)$$

wobei [1])

$$r_2 = \frac{\tau'}{2} \text{ (Fig. 214) oder } < \frac{\tau'}{2} \text{ (Fig. 215)}^{2)} \text{ ist. } \tau' \text{ (Fig. 213)} = \frac{\pi D'}{2p}.$$

Für das Innenstück l_i läßt sich ebenfalls schreiben

$$\lambda_i = l_i \left(0,2 + 0,9 \log \frac{r_2}{r_1}\right) \quad \ldots \ldots \ldots \quad 141)$$

wobei $r_2 \leqq \frac{\tau''}{2} \leqq \frac{\pi D_i}{2p}$ gesetzt werden kann (Fig. 213). Bei einem zweipoligen Ring kann man setzen (Fig. 215), falls $2r_i$ der Innendurchmesser

$$\lambda_i = 1,26 \frac{2,5\, r_i\, l_i}{2 r_i} = \infty\, 1,6\, l_i \quad \ldots \ldots \ldots \quad 142)$$

Die Bestimmung der verschiedenen Leitfähigkeiten ist beim Ring sehr wenig zuverlässig. Außer den erwähnten Feldern fließt noch ein gewisser Flux während der Kurzschlußperiode durch den ganzen Ring, der sich aber kaum ermitteln läßt.

Zu bedenken ist jetzt, daß beim Ringanker die Windungszahl pro Spule $\frac{Z}{k}$ nicht $\frac{Z}{2k}$ ist. Wählt man nun beim Ringanker gleich viel Spulen und gleich viel Lamellen wie beim Trommelanker, so hat man beim Ring doppelt so viel Windungen pro Spule zu nehmen als bei der Trommel, was eine viermal größere Selbstinduktion ergibt. Der Ausdruck für den totalen Selbstinduktionskoeffizienten für den Ringanker mit Nuten ist

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{k^2} [\lambda_{an}(1 + \gamma) + (\lambda_r + \lambda_i)(1 + \gamma')] \quad \ldots \ldots \quad 143)$$

wird für den glatten Anker

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{k^2} [\lambda_{ag}(1 + \gamma'') + (\lambda_r + \lambda_i)(1 + \gamma')] \quad \ldots \ldots \quad 144)$$

wobei $(1 + \gamma)$, $(1 + \gamma')$, $(1 + \gamma'')$ wie früher die gegenseitige Induktion berücksichtigen und zwar ist $1 + \gamma = 1 + c$ in Gl. 118) bis 121) (Nutentrommel mit zwei Wickellagen), wobei allerdings immer statt 2, 4 . . . Spulengruppen pro Nut 1, 2 . . . zu setzen ist. $1 + \gamma' = 1 + c'$ in Gl. 121), ebenso $(1 + \gamma'')$, d. h. $1 + \gamma'$ und $1 + \gamma''$ entsprechen den Werten bei Stirnverbindungen.

d) Doppelkommutatormaschinen.

Bei Maschinen mit zwei Kommutatoren beeinflussen sich die Kurzschlußspulen der beiden Kommutatoren gegenseitig, und zwar hängt diese Beeinflussung von der gegenseitigen Lage der Bürstensätze der beiden Kommutatoren ab. Je mehr die beiden Sätze gegeneinander verschoben sind, umso weniger beeinflussen sich die verschiedenen Kommutatoren angehörigen Spulen, umso verschiedener sind aber auch die

[1]) λ_r wird allerdings durch die Wirbelströme in den flach getroffenen Ankerblechen stark gedämpft.

[2]) $2r_2$ ist in Fig. 215 gleich einer mittleren Sehne.

Spannungen beider Kommutatoren, wodurch Ausgleichströme oder einseitige Belastungen resultieren. Die Berechnung von L ist an Hand des Bisherigen nicht schwer. Man ermittelt zunächst wie gewöhnlich (für einen Nutenanker) $\lambda_n + \lambda_u$ und λ_f.

Unter der Voraussetzung zweier gleicher Wicklungen, die regelmässig ineinander liegen, und sofern die Bürstensätze beider Kommutatoren gleichzeitig kommutieren, ist $1 + c$ und $1 + c'$, d. h. die gegenseitige Induktion durch die Einwirkung der Spulen des jeweils anderen Kommutators viel größer als bei einem Kommutator, nämlich

a) für $f = 2$ (überdeckte Segmente) und zwei Elemente pro Nut

$$1 + c = 1 + 0{,}4 + \frac{0{,}2}{2} + \frac{0{,}4}{2} + \frac{0{,}2}{2} = 2{,}0 \text{ statt } 1{,}4 \text{ (Fig. 197)},$$

$$1 + c' = 1 + 0{,}8 + \frac{0{,}8}{2} + \frac{0{,}6}{2} + \frac{0{,}6}{2} = 2{,}8 \text{ statt } 1{,}8 \text{ (Fig. 202)};$$

b) für $f = 3$ (überdeckte Segmente) und sechs Elemente pro Nut

α) für eine Mittelspule 2 (Fig. 203)

$$1 + c = 1 + 0{,}9 + 0{,}9 \cdot \frac{2}{3} + 0{,}4 \cdot \frac{2}{3} + 2 \cdot 0{,}4 \cdot \frac{1}{3} + 2 \cdot 0{,}4 \frac{2}{3}$$
$$+ 0{,}4 \cdot \frac{1}{3} + 0{,}2 \cdot \frac{1}{3} = 4{,}38 \text{ statt } 2{,}3,$$

$$1 + c' = 1 + 0{,}8 + 0{,}8 \cdot \frac{2}{3} + 0{,}6 \cdot \frac{2}{3} + 0{,}4 \cdot \frac{1}{3} + 0{,}6 \cdot \frac{2}{3}$$
$$+ 0{,}4 \cdot \frac{2}{3} = 3{,}53 \text{ statt } 2{,}5,$$

β) für eine Außenspule[1]) 1 (Fig. 203)

$$1 + c = 1 + 0{,}4 + 2 \cdot 0{,}9 \cdot \frac{2}{3} + 2 \cdot 0{,}4 \cdot \frac{2}{3} + 2 \cdot 0{,}4 \cdot \frac{1}{3}$$
$$+ 2 \cdot 0{,}2 \cdot \frac{1}{3} = 3{,}52 \text{ statt } 2{,}46.$$

Es ist allerdings gegenüber der Einkommutatormaschine entweder die Windungszahl pro Segment $\frac{Z}{2k}$ nur halb so groß oder J_z ist die Hälfte, aber $1 + c$ ist nahezu doppelt so groß als vorher, so daß in der Regel durch Verwendung zweier Kommutatoren nicht allzuviel bezüglich Kommutierung zu erwarten ist. Liegt der Fall vor, daß man J_z durch die Anwendung zweier Kommutatoren halbiert, also die Kommutatoren parallel schaltet, so wird sich verhalten, falls e_{r_1} die Reaktanz bei einem Kommutator und e_{r_2} die bei zweien ist,

[1]) Es gibt allerdings zwei Möglichkeiten, obige ist die günstigere.

$$e_{r_1} : e_{r_2} = 4 n_1 L_1 J_{z_1} : 4 n_2 L_2 J_{z_2}$$
$$= (1 + c_1) J_z : (1 + c_2) \frac{J_z}{2} = 1 : \frac{1 + c_2}{1 + c_1} \frac{1}{2} = \backsim 1 : \frac{1,4}{2}$$
$$= \backsim 1 : 0,7.$$

Dadurch, daß man die Bürsten auf einem Kommutator 1 bis 2 Segmente gegen die Neutrale vorschiebt und auf dem anderen um ebensoviel zurück, kann man das Verhältnis sehr zu Gunsten der Doppelkommutatormaschine verbessern. Tatsächlich werden auch öfters raschlaufende Turbodynamos, falls sie nicht in mehrere Maschineneinheiten zerlegt werden, wohl mit zwei oder gar drei Kommutatoren gebaut, um die Kommutation zu verbessern.

e) Vergleich der verschiedenen Wickelarten.

Zum Vergleich der verschiedenen Wickelarten habe ich für eine Maschine mit $\frac{Z}{2k} = 1$ und $\nu = 1$ die verschiedenen Formeln zusammengestellt:

A) Nutenanker (Trommel), zwei Lagen:

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{4k^2} \left[l_e \left\{ 1,5 \frac{h_1}{b_1} + 4,7 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3} \right) + 6,6 \frac{b_z}{1,5 b_z + b_3} \right\} (1 + c)\, 1,2 + \lambda_f (1 + c') \right],$$

$$\lambda_f = l_f \left[0,4 \log_{10} \frac{l_f}{s} - 0,1 \right],$$

$$l_f = 2\,[1,3 \tau + 3 + l_k + l_i] \text{ in cm.}$$

B) Nutenanker (Trommel), eine Lage:

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{4k^2} \left[l_e \left\{ \left(0,8 \frac{h_1}{b_1} + 2,5 \left(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3} \right) + 3,5 \frac{b_3}{1,5 b_z + b_3} \right\} (1 + c'') (1 + c)\, 1,2 + \lambda_f (1 + c') \right],$$

$c'' = 0,4$ bei einem Wickelelement pro Nut, $c'' = 0,9$ bei zwei und mehr Wickelelementen pro Nut.

C) Glatte Trommel, eine Lage:

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{4k^2} \left[\left(0,1 + 3,6 \log \frac{c_p}{r_1} \right) l_e (1 + c)\, 1,3 + \lambda_f (1 + c') \right].$$

D) Glatte Trommel, zwei Lagen:

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{4k^2} \left[\left(0,3 + 2,5 \log \frac{c_p}{r_1} \right) l_e (1 + c)\, 1,3 + \lambda_f (1 + c') \right].$$

E) Ringanker (Nutenanker):

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{k^2} \Big\{ \Big[0{,}4 \frac{h_1}{b_1} + 1{,}2 \Big(\frac{h_2}{b_2} + \frac{h_3}{b_3} \Big) + 1{,}7 \frac{b_z}{1{,}5\, b_z + b_3} \Big]$$

$$l_a (1 + \gamma)\, 1{,}2 + \Big[2\, l_r \Big(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{\tau'}{2 r_1} \Big) 0{,}5\,^{1)}$$

$$+ l_i \Big(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{\tau'}{2 r_1} \Big) \Big] (1 + \gamma') \Big\}.$$

F) Ringanker (glatter Anker):

$$L = 10^{-8} \frac{Z^2}{k^2} \Big\{ \Big(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{c_p}{r_1} \Big) 1{,}3\, l_a (1 + \gamma'')$$

$$+ \Big[2\, l_r \Big(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{\tau'}{2 r_1} \Big) 0{,}5 + l_i \Big(0{,}2 + 0{,}9 \log_{10} \frac{\tau''}{2 r_1} \Big) \Big] (1 + \gamma') \Big\}.$$

Diese Formeln ergaben nun für ein praktisches Beispiel mit extremen Variationen der Nutform etc. bei folgenden Werten: $l_e = 17{,}5^c$, $l_f = 93^c$, $l_a = l_i = 22^c$, $l_r = 9^c$, $P = 22^c$, $\tau = 30^c$, $\tau' = 28^c$, $\tau'' = 26^c$ nachstehende Ergebnisse, wobei immer eine Maschine gleicher Leistung, Spannung und Tourenzahl, sowie gleicher Hauptdimensionen vorausgesetzt ist:

Trommelanker

A_1 Nutenanker, 2 Lagen, 2 Spulenseiten pro Nut (Nutmaße 10 . 15 mm):
$L = 10^{-8} [l \cdot 6{,}35 \cdot 1{,}4 + l_f \cdot 1{,}14 \cdot 1{,}8] = 394 \cdot 10^{-8}$

A_2 Nutenanker, 2 Lagen, 2 Spulenseiten pro Nut (Nutmaße 3 . 70 mm):
$L = 10^{-8} [l \cdot 53{,}3 \cdot 1{,}4 + l_f \cdot 1{,}11 \cdot 1{,}8] = 1486 \cdot 10^{-8}$

A_3 Nutenanker, 2 Lagen, 6 Spulenseiten pro Nut (Nutmaße 15 . 15 mm):
$L = 10^{-8} [l \cdot 5{,}74 \cdot 1{,}9 + l_f \cdot 1{,}12 \cdot 1{,}8] = 377 \cdot 10^{-8}$

A_4 Nutenanker, 2 Lagen, 6 Spulenseiten pro Nut (Nutmaße 6 . 70 mm):
$L = 10^{-8} [l \cdot 25{,}6 \cdot 1{,}9 + l_f \cdot 1{,}11 \cdot 1{,}8] = 1033 \cdot 10^{-8}$

B_1 Nutenanker, 1 Lage, 1 Spulenseite pro Nut (Nutmaße 10 . 15 mm):
$L = 10^{-8} [l \cdot 4{,}26 \cdot 1{,}2 + l_f \cdot 1{,}04 \cdot 1{,}8] = 261 \cdot 10^{-8}$

B_2 Nutenanker, 1 Lage, 1 Spulenseite pro Nut (Nutmaße 3 . 70 mm):
$L = 10^{-8} [l \cdot 40{,}0 \cdot 1{,}2 + l_f \cdot 1{,}02 \cdot 1{,}8] = 1010 \cdot 10^{-8}$

B_3 Nutenanker, 1 Lage, 3 Spulenseiten pro Nut (Nutmaße 20 . 15 mm):
$L = 10^{-8} [l \cdot 4{,}2 \cdot 1{,}6 + l_f \cdot 1{,}1 \cdot 1{,}8] = 302 \cdot 10^{-8}$

B_4 Nutenanker, 1 Lage, 3 Spulenseiten pro Nut (Nutmaße 6 . 70 mm):
$L = 10^{-8} [l \cdot 30{,}0 \cdot 1{,}6 + l_f \cdot 1{,}1 \cdot 1{,}8] = 1024 \cdot 10^{-8}$

C_1 Glatter Anker, 1 Lage, 3 parallele Leiter ($2r_1 = 3^c$, $h = 1^c$):
$L = 10^{-8} [l \cdot 2{,}12 \cdot 1{,}5 + l_f \cdot 1{,}1 \cdot 1{,}8] = 239 \cdot 10^{-8}$

C_2 = Glatter Anker, 2 Lagen, 3 parallele Leiter ($2r_1 = 20$, h[2] $= 0{,}5^c$):
$L = 10^{-8} [l \cdot 2{,}34 \cdot 1{,}8 + l_f + 1{,}1 \cdot 1{,}8] = 258 \cdot 10^{-8}$

Ringanker

D_1 Nutenanker, 1 Spule pro Nut (Nutmaße 10 . 15 mm):
$L = 4 \cdot 10^{-8} [l_a\, 1{,}66 \cdot 1{,}4 + (l_r \cdot 1{,}5 + l_i \cdot 1{,}47)\, 1{,}8] = 536 \cdot 10^{-8}$

D_2 Nutenanker, 1 Spule pro Nut (Nutmaße 3 . 70 mm):
$L = 4 \cdot 10^{-8} [l_a \cdot 14{,}04 \cdot 1{,}4 + (l_r \cdot 1{,}97 + l_i \cdot 1{,}94)\, 1{,}8] = 2212 \cdot 10^{-8}$

[1]) Berücksichtigt die Dämpfung.

[2]) Höhe einer Wickellage.

Ringanker { D_3 Nutenanker, 3 Spulen pro Nut (Nutmaße 15 . 15 mm):
$$L = 4 \cdot 10^{-8}\,[l_a \cdot 1{,}43 \cdot 1{,}9 + (l_r \cdot 1{,}25 + l_i \cdot 1{,}31)\,1{,}8] = 2928 \cdot 10^{-8}$$
E Glatter Anker, 1 Lage ($2\,r_1 = 1^c$, $h = 1^c$):
$$L = 4 \cdot 10^{-8}\,[l_a \cdot 1{,}22 \cdot 1{,}8 + (l_r \cdot 1{,}43 + l_i \cdot 1{,}4)\,1{,}8] = 508 \cdot 10^{-8}$$

Beim Ringanker ist gleiche Lamellenzahl wie bei der Trommel vorausgesetzt (l = effektive Ankerlänge).

29. Bedingungen für eine gute Kommutierung.

a) Wahl von n und e_r.

Die Frequenz der Kommutierung für Schleifenwicklung ist

$$n = \frac{k}{f}\,\frac{u}{120} = \frac{v_k}{2\,s_b} \quad \ldots \ldots \quad 145)$$

oder die Zeit der Kommutierung

$$T = \frac{s_b}{v_k} \quad \ldots \ldots \quad 146)$$

(v_k Kollektorgeschwindigkeit, s_b Lamellendicke, beide in gleichem Maße, f Zahl der überdeckten Segmente). Bei Reihenwicklungen[1]) gilt, da zwei Bürstensätze am Kurzschluß teilnehmen (Fig. 182), sofern $p_s = p$,

$$n = \frac{v_k}{2\,s_b\left(1 + \frac{p \mp a}{p}\,\frac{s_s}{s_b}\right)} \quad \ldots \ldots \quad 147)$$

Die Kommutierungsfrequenz ist demnach bei Reihenwicklungen kleiner als bei Schleifenwicklungen, was günstig ist. Der Ausdruck für n gilt nur, wenn soviel Bürstensätze $2\,p_s$ wie Pole $2\,p$ vorhanden sind. Sind nur zwei Bürstensätze vorgesehen, so ist für Reihenwicklung $n = \frac{v_k}{2\,s_b} \cdot p \mp a$ ist zu setzen, je nachdem in der Wickelformel (21) $Z_w \pm 2\,a$ genommen wurde[2]).

Der Strom J_z pro Zweig ist

$$J_z = \frac{J_t}{2_a} \quad \ldots \ldots \quad 148)$$

(J_t totaler Strom, 2_a parallele Zweige).

Damit ist e_r bestimmt. Nach zahlreichen Versuchen (an Dynamos, Motoren und rotierenden Umformern jeder Größe) laufen Maschinen mit

---

[1]) Wäre die Spulenteilung genau gleich der Polteilung, so wäre für Reihenwicklung $n = \frac{v_k}{4\,s_b}$ bei $s_b = s_s$, da dann der Bürstenkurzschluß nicht nur während der einer Segmentbreite s_s entsprechenden Zeit wie bei Schleifenwicklung, sondern einer Zeit entsprechend $2\,s_s$ stattfindet.

[2]) D. h. − in (147), wenn in (Gl. 21) + steht und umgekehrt.

$e_r \leq 4$ einwandfrei), bei $e_r \leq 2{,}5$ auch bei Neutralstellung der Bürsten, über 6 bis 8 zu gehen ist in der Regel nicht anzuraten. Bei Reihenwicklungen sind kleinere Werte zulässig als bei Schleifenwicklung, wenigstens sofern keine Ausgleichsverbindungen vorgesehen werden. Bahnmotoren haben meist höhere Werte als 4.

Es ist nicht richtig, e_r mit der in der kurzgeschlossenen Spule vom Außenfeld induzierten elektromotorischen Kraft

$$e_a = \frac{Z}{k} B_x l v \cdot 10^{-8}$$

als Quotient $\frac{e_a}{e_r}$ zu vergleichen (B_x ist unbekannt und variabel, ihr Wert hängt von der Bürstenstellung ab [Fig. 167], B_x wird öfter gleich Polrandinduktion an der Polspitze gesetzt, l = axiale Pollänge, v Ankerumfangsgeschwindigkeit).

$\frac{e_a}{e_r}$ soll womöglich groß sein, das Verhältnis ist jedoch nicht absolut maßgebend. Versuche zeigen, daß, wenn man die Windungszahl der kurzgeschlossenen Spule verdoppelt und J halbiert, die Maschine bezüglich Funken schlechter ist als vorher, dabei ist wohl e_r verdoppelt (ist maßgebend), aber $\frac{e_a}{e_r}$ bleibt konstant.

Interessant ist es, zu setzen

$$e_r = \frac{Z}{k} B_x l v \cdot 10^{-8},$$

B_x, die zur Kommutierung erforderliche mittlere Induktion (meist 300 bis 1000) auszuwerten, dann zu setzen[1])

$$AW_{\text{Luft} + \text{Zähne}} - AW_{\text{Anker unter Pol}} = 0{,}8\, B_x \delta_x ,$$

woraus δ_x folgt, das größer als der Luftspalt δ sein muß und meist auch 3 bis 10mal größer ist. Namentlich für Maschinen mit Bürstenverschiebung, aber auch allgemein ist es für die Kommutierung wichtiger, statt des Verhältnisses $\frac{e_a}{e_r}$ die Differenz $e_r - e_a$ zu bilden, die gewisse Grenzwerte nicht überschreiten darf, wie aus den einleitenden Betrachtungen hervorgeht, da sie den Kurzschlußstrom $i_k = \frac{e_r - e_a}{w}$ erzeugt. Punga gibt als Kriterium für die Funkenbildung einen Ausdruck

$$F = \frac{e_r - e_a}{\alpha w}, \quad \ldots \ldots \ldots \quad 149)$$

der möglichst klein (< 25 Volt) sein soll und der bei Leerlauf negativ

[1]) Dabei $AW_{\text{Anker unter Pol}} = \frac{J Z}{8 a p} \frac{P}{\tau}$.

und bei Vollast meist positiv ist. Dabei ist e_r die oben berechnete Reaktanzspannung, e_a die von außen in der kurzgeschlossenen Spule induzierte elektromotorische Kraft, w der Bürstenübergangswiderstand pro Quadratzentimeter (ca. 0,2 Ohm) und α eine Größe, welche mit $\frac{s_b}{s_s}$, der Zahl überdeckter Segmente für Schleifenwicklungen, folgendermaßen zusammenhängt:

$s_b/s_s =$	1	2	3	4	5
$\alpha =$	1	0,78	0,59	0,42	0,39

Bei Reihenparallelschaltung ist α auch noch von a/p abhängig, angenähert das a/pfache obiger Werte. Hält man übrigens e_r klein, so wird auch F klein; für wirklich gute Maschinen ist e_r das richtige Kriterium, nicht F, wo man noch von Außeninduktion und Bürstenverschiebung abhängig ist.

Setzt man die gesamte Leitfähigkeit pro c Eisenlänge $= \lambda_E$ und diejenige pro c freier Länge $= \lambda_s$, so kann man sich ein gutes Bild über das Verhalten der Reaktanzspannung e_r an Hand der Gleichung machen:

$$e_r = 4\,\frac{v_k}{2 s_b}\left(\frac{Z}{2_k}\right)^2\left[l_e\,\lambda_E\,(1 + c) + l_f\lambda_s\,(1 + c')\right] J_z\,.\,10^{-8}, \quad 149a)$$

e_r ist um so kleiner, je kleiner $\frac{Z}{k}$ (Minimum ist 2 bei einer Windung pro Segment), je kleiner der Strom J_z pro Zweig, je kleiner die Umdrehungszahl bezw. je $<$ v_k des Kommutators[1]) und je kürzer die Maschine ist, das sind die wichtigsten Punkte. J_z pro Zweig sollte bei Maschinen für höhere Spannungen kleiner als 150 bis 200 Amp. sein, bei Niederspannung kommutiert man öfter noch bis 300 Amp. und mehr. Mehr parallele Kreise als Pole ist nicht ratsam. Bei Reihenparallelschaltung hält man zweckmäßig den maximalen Strom pro Zweig kleiner als bei Schleifenwicklung.

Es wird ferner e_r kleiner, je flacher[2]) die Nut ist, damit läßt sich im allgemeinen nicht viel erreichen, dann je weniger tief der Schlitz über der Nut und je breiter er ist — das ist wichtig —, ferner ist verkürzter Schritt vorteilhaft, dies ist aber, wie aus dem folgenden Ausdruck für q hervorgeht, sehr beschränkt richtig. Nicht nur die Ankerlänge l_e, sondern auch die freie Länge l_f soll möglichst klein ausfallen.

Ueber ein gewisses Maß der Nutenbreite kann man nicht hinaus-

[1]) $(v_k)_{max} = 20$ bis 30 m.

[2]) Hat man mit gegebenen tiefen Nuten zu rechnen, so kann man einfach den Nutgrund z. B. mit Holz ausfüllen und nur einen Teil der oberen Nuthöhe für die Wicklung benutzen.

gehen, da man sonst Polschuhverluste und eventuell einen heulenden Anker bekommt. Schmale Nuten und breite Zähne geben kürzere Endverbindungen (also kleinere Reaktanz derselben), aber schlechtere Kühlung des Nutenkupfers als seichte Nuten.

Der Unterschied zwischen rationell ausgelegten Nutenankern und glatten Ankern ist bei gleichem Preise bezüglich der Reaktanzspannung nicht nennenswert.

Die Vor- und Nachteile von mehr als zwei Spulengruppen pro Nut wiegen sich größtenteils auf[1]), ebenso diejenigen von mehr oder weniger überdeckten Segmenten pro Bürste, da $1 + c$ und s_b sich gewissermaßen kompensieren. Man geht allerdings zweckmäßig nicht über drei pro Bürste bedeckte Segmente, bei kleinem Polbogen wohl bis vier. Bei breiten Bürsten ist in der Regel die Bürstenverstellung kleiner, aber solche Bürsten glühen leicht und bröckeln an den Enden ab. Lamellierte Polschuhe sind wegen des Streufluxes der kurzgeschlossenen Spule ungünstig, siehe den Ausdruck für λ_x, allerdings lassen lamellierte Polschuhe breitere Nuten zu, was zu kleinerem λ_n führt. Zweckmäßigen Ersatz bilden gußeiserne Polschuhe aus schlechtem Gußeisen mit großem elektrischem Widerstand, der mehr als zehnmal größer als bei Stahl und Schmiedeeisen sein kann.

b) Sekundäreinflüsse auf die Kommutierung.

Ein wichtiger Punkt, der ohne weiteres aus der Beziehung für L folgt, sei nochmals besonders betont: Bei gegebener Leistung werden die Kommutierungsverhältnisse mit zunehmender Tourenzahl immer schlechter, wenn man nicht dabei mit der Umfangsgeschwindigkeit des Ankers gleichzeitig in die Höhe geht, was seine mechanische Begrenzung durch die Fliehkraft erfährt. Es gibt also für jede Leistung eine maximale Tourenzahl, über die hinaus kein funkenfreier Gang mehr möglich ist.

Ich stelle jetzt noch einige Punkte zusammen, welche für einwandsfreie Kommutierung förderlich, aber nicht notwendig sind; man kann diese zusätzlichen Anforderungen um so eher umgehen, je kleiner e_r ist. Namentlich bei verkürztem Wickelschritt ist zu untersuchen, ob nicht einzelne Stäbe während der Kommutierung unter den Pol kommen und damit im Kurzschluß zu stark induziert werden, d. h. man bestimmt den Ausdruck

[1]) Bezüglich des Preises ist es rationell, mehr als zwei Spulengruppen pro Nut zu verwenden; man bleibe jedoch unter 8. Bei vielen Spulengruppen pro Nut wird das Kommutierungsfeld, das von außen induziert wird, für die einzelnen Spulen wesentlich verschieden.

$$q = \frac{\frac{n_z}{2p}\left(1 - \frac{P}{\tau}\right)}{\frac{n_z}{2p} - y_n + h_1 + h_2} = \frac{\text{Nutzahl in der Pollücke}}{\text{Verkürzung des Nutschrittes}}, \quad 150)$$

n_z = Nutzahl, y_n = Nutschritt und bei

	2	4	6	8	10
	Spulengruppen pro Nut[1])				
	$h_1 = 0$	0,5	0,67	0,75	0,8
	$h_2 = f$	$\frac{f}{2}$	$\frac{f}{3}$	$\frac{f}{4}$	$\frac{f}{5}$

Der Einfluß von h_2 geht ohne weiteres aus Fig. 216 hervor, worin bei Wahl der schmalen Bürsten I keine Nute unter dem Pol kurzgeschlossen wird, während dies bei den breiten Bürsten II der Fall ist.

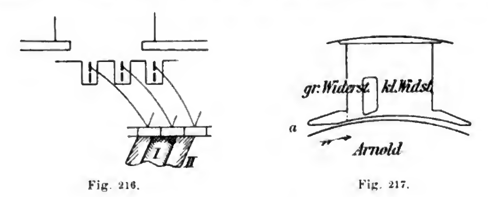


Fig. 216. Fig. 217.

Der Wert h_1 berücksichtigt die Tatsache, daß bei mehr als zwei Elementen pro Nut einige der Elemente erst unter dem Polschuh kommutiert werden, wenn das auch bei anderen nicht der Fall ist.

Es sollte $q > 2$, jedenfalls möglichst nicht unter 1,5 sein, das bedingt, daß $P : \tau$ (Polbogen zu Teilung) $< 0{,}68$ bis 0,80, bei verkürztem Schritt in der Regel $< 0{,}72$ bis 0,75 sein muß. Besonders bei Serien- und noch mehr bei gewissen Serienparallelwicklungen ist aus diesem Grunde $P : \tau < 0{,}70$ zu halten[2]).

Das Verhältnis[3])

[1]) $f = \frac{s b}{s_s}$ (überdeckte Segmente) und $h_1 = \frac{(\text{Spulengruppen} : 2) - 1}{\text{Spulengruppen} : 2}$.

[2]) Diese Neigung zur Funkenbildung für kleine Werte von q tritt wie der Ausdruck (150) zeigt, bei Ankern mit 4 und mehr Elementen pro Nut am leichtesten auf, wobei dann die einzelnen Spulen periodisch von verschieden starken Feldern kommutiert werden, so daß z. B. jede 2., 4., . 6. . . Lamelle feuert. Das DRP. 105 944 (Lahmeyer) sucht das dadurch zu umgehen, daß von 2 Spulen je höchstens **eine** Spulenseite in gemeinsamer Nut liegt.

[3]) $AW_{\text{Anker unter Pol}} = \frac{J Z}{8 a p} \cdot \frac{P}{\tau}$. Es ist nicht unwahrscheinlich, daß eine gewisse Kombination von e_r mit $\frac{AW_L + Z}{AW_a \text{ unter Pol}}$ und B_m in einer Formel ein gutes Kriterium für die Funkenbildung abgibt, z. B.

$$\frac{{}^{AW}\text{Luft} + \text{Zähne}}{{}^{AW}\text{Anker unter Pol}}$$ sollte $>$ 1 bis 1,5 sein, und zwar

bei Doppelspannungsmaschinen oder Motoren mit variabler Tourenzahl (Feldschwächung) auch bei der geringsten Felderregung. Maschinen mit sehr kleiner Reaktanzspannung e_r laufen auch noch funkenfrei, selbst wenn das Verhältnis etwas $<$ 1 ist. Gleichbedeutend mit obigem Verhältnis ist die Forderung, die geschwächte Polrandinduktion (B_m ungeschwächt, Fig. 125)

$$B_m \frac{AW_{\text{Luft + Zähne}} - AW_{\text{Anker unter Pol}}}{AW_{\text{Luft + Zähne}}}$$

möglichst hoch ($>$ 2000 bis 3000) zu halten, was künstlich dadurch zu erreichen ist, daß man die Polschuhe entsprechend ausbildet, z. B. nach

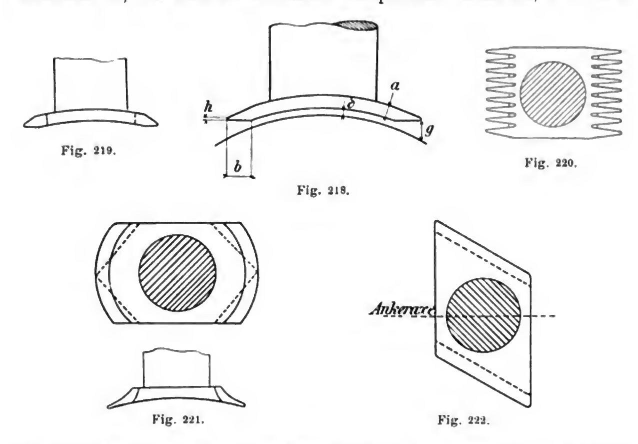


Fig. 219. Fig. 218. Fig. 220. Fig. 221. Fig. 222.

Fig. 217 (Arnold): Durch einen Ausschnitt im gestanzten Pol und durch Abschneiden der Spitze a jedes zweiten Bleches wird die Feldverzerrung hintangehalten. Auf der Seite, auf der die Anker-AW die Tendenz haben, die Polrandinduktion auf B_{max} zu steigern, ist der magnetische Widerstand für das Querfeld groß, auf der anderen klein. Außerdem ergibt die allmähliche Vergrößerung des Luftspaltes am Polrand und

---

$$e_r + c_1 \frac{AW_a \text{ unter Pol}}{AW_{L+Z}} + \frac{c_2}{B_m} < c_3 \text{ oder}$$

$$e_r + \frac{c' \, AW_{L+Z}}{B_m (AW_{L+Z} - AW_a \text{ unter Pol})} < c'' \text{ oder auch}$$

$$e_r - C \, . \, B_m \frac{AW_{L+Z} - AW_a \text{ unter Pol}}{AW_{L+Z}} < c'.$$

das spitzige Auslaufen der Polschuhe ein abgeflachtes günstiges Kommutierungsfeld (Fig. 167, Kurve II). Andere Polanordnungen zur allmählichen Abflachung[1]) des Feldes in der neutralen Zone sind aus Fig. 218 bis 222 zu ersehen. In Fig. 218 wähle man a (= 10 bis 30 mm) und namentlich h (= 2 bis 5 mm) so dünn als angängig, um hohe Sättigungen zu erzielen; gleichzeitig wird die Streuung reduziert,

g sei ca. 2 bis 3 δ und b = 1,5 bis 2 τ_z bezw. 0,1 bis 0,15 P.

Außerdem nehme man als Material für den Polschuh solches geringer Permeabilität (z. B. Gußeisen, eventuell nur die Polschuhhälfte, an der die AW_a das Feld zu verstärken suchen). Durch richtige Form-

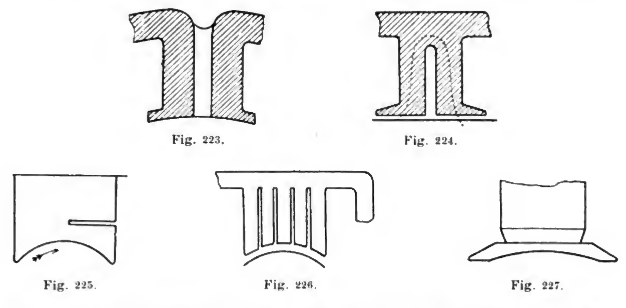


Fig. 223. Fig. 224.

Fig. 225. Fig. 226. Fig. 227.

gebung der Polschuhspitzen läßt sich besonders bei raschlaufenden Maschinen viel erreichen; als Grundprinzip gilt dabei, e_a möglichst $= e_r$ während des ganzen Verlaufs zu erzielen, dafür sollte das Feld unter der Bürste während der Kommutierungszeit konstant bleiben. Zur Hintanhaltung der Feldverzerrung mache man die Zahnsättigung B_z groß (20 bis 26000), auf die Reaktanzspannung ist allerdings B_z ohne Einfluß, da die Zähne während der Kommutierung beinahe feldfrei sind. Schlitze in den Polen (Fig. 223 und 226) verringern ebenfalls die Feldverzerrung; am wirksamsten sind durchgehende Schlitze (Fig. 223), da in Fig. 224 das Ankerfeld doch in der eingezeichneten Weise im Eisen verlaufen kann. Solche Schlitze vergrößern den äußeren Polumfang und damit das Erregerkupfer. Praktisch ist von den angegebenen Mitteln nur Fig. 218 und hohes B_z wirklich zu empfehlen. Die in Fig. 227 angedeutete Einschnürung des Polschuhschaftes bewirkt ein allmählich abfallendes Kommutierungsfeld. Die Reaktanz der kurzgeschlossenen Spule durch hohe Ankerkernsättigung zu reduzieren, ist bei Straßenbahnmotoren öfters ausgeführt worden, es ist aber ein etwas rohes Vorgehen.

[1]) Dadurch reduziert man auch die Wirbelströme in den Ankerleitern.

In Fig. 228 ist ein solches Verfahren angegeben, unter den Nuten ist ein Schlitz eingestanzt, der in dem Querschnitt a eine starke Induktionserhöhung bedingt. Denselben Zweck wie durch Schrägstellung oder Abschrägung der Pole erzielt man dadurch, daß man die Nuten etwas gegen die Achse schräg verlaufen läßt, was beim Einfräsen der Nuten ohne weiteres angeht, sonst hat man die Keilnut und den Keil schräg zu stellen.

Für Maschinen mit aufgeschraubten Polen besteht eine äußerst einfache Methode zur Erreichung eines gut abgeflachten Luftfeldes und zur Verminderung der Feldverzerrung darin, daß man die Pole mit einem wesentlich größeren Durchmesser ausführt als den Anker. — Die mittlere

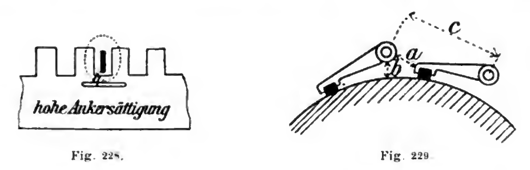


Fig. 228. Fig. 229.

Spannung pro Segment sollte, abgesehen von Bahnmotoren, bei größeren Maschinen 12 bis 15 Volt, bei kleineren Motoren 20 Volt nicht überschreiten. Die maximalen Spannungen pro Segment sind 1,3 bis 1,5mal größer. Bei unsymmetrischen Reihenparallelwicklungen ist die Vorausbestimmung dieser Spannung etwas kompliziert, siehe Fig. 95, worin $\frac{p}{a}$ keine ganze Zahl ist. Um bei hoher Spannung pro Segment Ueberschläge und Feuerregen zu vermeiden, verwende man harte, nicht schmierende, nicht staubende und nicht bröckelnde Kohle und halte die Abstände a und b in Fig. 229 so groß als angängig. Die Stromdichte in der Bürstenübergangsfläche sei mäßig, um eine zu große Erwärmung des Kommutators und ein Glühen der Bürsten zu vermeiden. Ist ein Kommutator heißer als 70 bis 90°, so ist auf die Dauer kaum ein funkenfreier Gang möglich. Man hat also auch die ausstrahlende Oberfläche genügend groß zu halten. Die maximal erreichbaren Werte der Stromdichte i_s sind für harte Kohle 7 bis 12 Amp./c², für weiche Kohle 10 bis 20 Amp./c², für gewöhnlich bleibt man indes zwischen 4 und 7 Amp./c², bei Metallbürsten unter 50 Amp./c². Die maximal zulässige Spannungsdifferenz zwischen Bürste und Lamelle ergibt sich damit zu $w_s \cdot i_s < 1$ bis 2 Volt für Metallbürsten und 2 bis 5 Volt für Kohle. Die Bürstenstifte und alle Bürstenteile verschiedener Polarität müssen möglichst großen Abstand haben (Fig. 229), um so größeren, je höher die Spannung ist. Kurze Bürstenschalter sind deswegen empfehlenswert.

Man rechne sich stets die Potentialdifferenz auf der Strecke b aus, die kleiner als 100 Volt sein sollte. Die Grenzwerte für a, b, c (Fig. 229) sind: a > 100 mm, b > 30 mm, c > 150 bis 200 mm. Günstig für die Kommutierung ist großer Widerstand (hohe Beanspruchung) der Ankerwicklung, der Verbindungen zum Kollektor (z. B. aus Nickelin oder sehr dünnem Kupferband) und der Bürsten[1]) (sowohl der Uebergangswiderstand als der eigentliche Materialwiderstand). Ungünstig wirken Folgepole wegen einseitiger Streuung, das Wegnehmen einzelner Bürstenspindeln bei Reihenschaltungen, da e_r dann vergrößert wird, ferner tote (nicht angeschlossene) Spulen[2]) und Verhältnisse p/a und k/a (S. 40), die keine ganzen Zahlen sind[3]). Bei Stillstand ($e_r = 0$) können Motoren wesentlich höhere Ströme aufnehmen als bei Lauf, was für hohes Anzugsmoment äußerst wertvoll ist; ebenso ist die Kommutierung bei geringer Tourenzahl während des Anlassens günstiger ($e_r <$) als bei Volllast. Bei Serienmotoren sind deshalb die Kommutierungsverhältnisse äußerst günstig, weil sie mit > J langsamer laufen, so daß e_r sich mit der Belastung nur langsam ändert[4]); außerdem wachsen mit den Anker-AW auch die Feld-AW, so daß die Rückwirkung günstiger ist als beim Nebenschlußmotor. Schon das Anbringen einer Lage Serienwindungen auf den Nebenschlußspulen ist sehr förderlich. Motoren kommutieren im allgemeinen besser als Dynamos, da die Verluste von außen geliefert werden, Rückwirkung und Tourenzahl in der Regel kleiner sind als beim Generator und die verzögernde Hysteresis im Ankereisen beim Motor günstig, bei der Dynamo ungünstig wirkt.

Die Reihenparallelschaltung ist im allgemeinen bei sonst gleichen Verhältnissen eher funkenempfindlicher als die Schleifenwicklung; bei mehr als 8 bis 10 Polen sind bei Schleifen- und Wellenwicklungen möglichst Ausgleicher vorzusehen. Die Reihenparallelwicklung hat Nei-

[1]) Aus mechanischen Gründen läuft allerdings ein Kommutator, dem man eine Bürste mehr pro Spindel gibt, besser als vorher. Trotzdem breite Bürsten höhere gegenseitige Induktion (allerdings kleinere Frequenzen) geben, laufen Maschinen mit hoher Tourenzahl mit breiten, satt aufliegenden Bürsten am besten.

[2]) Z. B. 81 Segmente und 42 Nuten à 4 Leitern.

[3]) Bei Schleifenwicklung sollte $\frac{\text{Nutzahl}}{\text{Polzahl}}$ eine ganze Zahl ergeben.

[4]) Hobart gibt Traction und Transmission, August 1902, folgende Angaben für e_r

Ampère zugeführt	10	30	60
e_r für den Serienmotor . . .	1,57	1,65	2,20
e_r für den Compoundmotor . .	0,60	1,22	2,20
e_r für den Nebenschlußmotor .	0,40	1,10	2,20

gung, die einzelnen Bürstenspindeln entsprechend ihrer Leitfähigkeit verschieden zu belasten und dabei auch Kurzschlußperioden einzuleiten, die sich auf mehr als eine Spule erstrecken. Zudem können zu Anfang und zum Schluß der Kommutierung schon bei geringer Selbstinduktion große Stromdichten auftreten, da zwei Bürstensätze zum Kurzschluß erforderlich werden, die beide anfangs dem Kurzschluß kleine Flächen bieten und dabei Ströme $i_k + J_z = \sim 2 J_z$ und $J_z - i_k = \sim 0$ zu führen haben.

Als Hauptvorteil der Reihenparallelschaltung bleibt dann, daß man unter Benützung fast gleicher Nuten-, Lamellen- und Polzahl sich verschiedene Spannungen verschaffen kann, daß man bezüglich der Zahl der parallelen Kreise und der Polzahl weniger gebunden ist als bei der Schleifenwicklung, wogegen allerdings gleich einzuwenden ist, daß die Schleifenwicklung in sehr vernünftiger Weise bei hoher Spannung zu wenig Polen, wobei weniger ein (flash over) Ueberschlagen zu fürchten ist, und bei niedriger Spannung zu viel Polen mit vielen Bürstenspindeln führt. Anker und Kollektor können deswegen für Schleifenwicklung bei allen Spannungen in ihren Hauptmassen bestehen bleiben, nur das Polgehäuse ändert sich. Die Reihenparallelschaltung empfiehlt sich aus Preisrücksichten für Maschinen kleiner Leistung und kleiner Tourenzahl, z. B. 200 KW 50 bis 180 Touren bis 600 KW 30 bis 150 Touren, je 400 bis 750 Volt, wo sie sich auch gut bewährt; ferner für Gleichstromschwungradmaschinen mit hoher Polzahl und verhältnismäßig kleiner Leistung, dabei sind aber Ausgleichsverbindungen sehr ratsam. Wie später noch erläutert wird, ist für langsamlaufende Typen sehr hoher Polzahl nur Reihen- oder Reihenparallelschaltung angängig.

Bei sehr raschlaufenden Maschinen (Turbodynamos) bezw. überhaupt bei Maschinen mit hoher Stromstärke und geringer Polzahl liegt der Gedanke nahe, $a > p$ zu nehmen, z. B. eine doppelte Schleifenwicklung (Seite 45) mit $a = 2p$. Davon ist aber abzuraten, da man bezüglich Funkenbildung nichts gewinnt. Es ist dies leicht an Hand der Formel (149a) für e_r nachzuweisen: Man habe eine Maschine mit $a = p$, $s_b = 3$, $f = \frac{s_b}{s_s} = 2$ und mit zwei Elementen pro Nut ausgelegt; ferner sei

$$\lambda_E = 10;\ 1 + c = 1{,}40;\ \lambda_s = 0{,}6;\ 1 + c' = 1{,}8;\ l_t = 3\, l_e.$$

Dann wird

$$e_{r1} = 4 \frac{v_k}{2 \cdot 3} \left(\frac{Z}{2k}\right)^2 [10\, l_e \cdot 1{,}40 + 3\, l_e \cdot 0{,}6 \cdot 1{,}8]\, J_z \cdot 10^{-8}$$

$$= 11{,}5\, l_e\, v_k \left(\frac{Z}{2k}\right)^2 J_z \cdot 10^{-8}.$$

Nun belasse man alle Dimensionen der Maschine, man verdoppele nur die Lamellenzahl und bringe vier Elemente von halbem Querschnitt pro Nut unter, so daß man eine doppelte Schleifenwicklung ausführen kann.

Die Nuten werden dadurch etwa $1\frac{1}{2}$mal tiefer. Ferner ist für die Kommutierungsfrequenz statt $\frac{v_k}{2\,s_b}$ der größere Wert $\frac{v_k}{2\,(s_b - s_s)}$ zu schreiben, des weiteren wird

$$f = 4;\ \lambda_E = 12;\ 1 + c = 2{,}55;\ \lambda_s = 0{,}5;\ 1 + c' = 3{,}0$$

und der Strom pro Zweig $\frac{J_z}{2}$. Demnach wird für die doppelte Schleifenwicklung $(a = 2\,p)$

$$e_{r2} = 4\,\frac{v_k}{2\,.\,(3 - 0{,}75)}\left(\frac{Z}{2\,k}\right)^2 [12\,l_e\,.\,2{,}55 + 3\,l_e\,.\,0{,}5\,.\,3{,}0]\,\frac{J_z}{2}\,.\,10^{-8}$$

$$= 15{,}7\,l_e\,v_k\left(\frac{Z}{2\,k}\right)^2 J_z\,.\,10^{-8}.$$

Die Reaktanzspannung ist also $\frac{15{,}7}{11{,}5} = 1{,}36$mal größer geworden. Die Maschine ist schlechter als zuvor.

Von Einfluß auf die Funkenbildung ist übrigens auch die Anordnung der Leiter in den Nuten, wofür ganz allgemein der Gesichts-

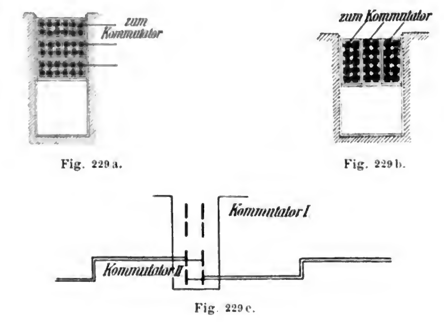


Fig. 229 a. Fig. 229 b.

Fig. 229 c.

punkt maßgebend ist, daß für alle Spulen e_r möglichst gleich und möglichst klein sei. In dieser Hinsicht ist bei sechs Spulenseiten pro Nut die erste Anordnung (Fig. 229 a) schlecht, da die unteren Spulen höheres e_r haben als die oberen; Fig. 229 b ist die richtige Schaltung. Für zwei Kommutatoren ist die Wicklung Fig. 229 c ebenfalls fehlerhaft, da die Wicklung II ganz im Nutengrund liegt, also viel funkenempfindlicher ist als I.

Für Hochspannungsmaschinen ist bezüglich Funkenbildung die von Thury benützte Wicklung (Fig. 74) beachtenswert. Sie hat folgende Vorteile:

1. Die mittlere Spannung pro Segment wird reduziert.

2. Die schlechte Eigenschaft der Wellenwicklung an den einzelnen Bürstenzapfen, je nach dem Bürstenwiderstand verschiedene Ströme abzugeben (selektive Kommutation), wird vermindert. — Die Reaktanzspannung ist allerdings höher als gewöhnlich.

Ein interessantes Bild über die Güte bezüglich Funkenbildung ergibt sich, wenn man sich für eine Maschine durch zahlreiche Versuche

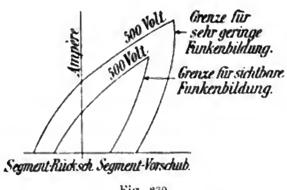


Fig. 230.

bei verschiedenen Bürstenstellungen und Stromstärken die Grenzkurven (Fig. 230 und 231 nach Hobart) verschafft, die allerdings etwas von der individuellen Anschauung abhängen: In Abhängigkeit der Bürsten-

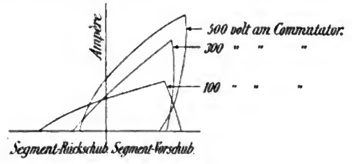


Fig. 231.

stellung ist für verschiedene Spannungen die Grenze vollständiger und diejenige leichter Funkenbildung angegeben.

Die höchste Gleichstromspannung, die man heutzutage kommerziell in Nebenschlußmaschinen pro Kommutator erzeugt, ist bei größeren Maschinen 750 bis 1000 Volt. Thury ist in seinen bekannten Serienmaschinen bis etwa 4000 Volt gegangen. Die Tourenzahlen sind aber dabei mäßig. Die Spannungsbegrenzung ist eben durch die zu hohe Reaktanz e_r und durch zu hohe Werte der Spannung pro Segment, sowie durch Isolationsschwierigkeiten bedingt. Die Maschinen mit offener Wicklung (Brush-Maschinen) werden in Amerika bis 10000 Volt gebaut.

Unter 1 PS baut man wegen der schwierigen Isolation für die vielen Drähte selten Spannungen über 230 Volt. Thury hat für Prüfzwecke eine kleine Gleichstromdynamo für 25000 Volt gebaut, wobei

die Spannung pro Segment ca. 500 Volt ist. Die Funken am Kommutator, der stillsteht und dessen Bürsten und Feld rotieren, werden durch Luftdruck ausgeblasen[1]).

Die konstruktive Durchbildung des Kommutators und der Bürstenhalter sowie deren Ausführung ist namentlich bei hohen Umfangsgeschwindigkeiten von nicht zu unterschätzender Bedeutung für den funkenfreien Gang. Der Kommutator soll dauernd rund laufen und keine einzeln vorstehende Kupfer- oder Glimmersegmente zeigen. Der Bürstenhalter soll leicht und in Richtung des Umfangs nicht zu lang sein, die Bürste soll sich rasch kleinen Unebenheiten des Kommutators anpassen (Plungerbürsten in der Regel besser). In mechanischer Hinsicht sind, wie schon erwähnt, Kohlenbürsten Metallbürsten weit überlegen.

Mechanische Ursachen der Funkenbildung sind: Verschiedener Luftspalt am Umfang, ungleiches magnetisches Material, unsymmetrisch gebaute Kommutatorsegmente und Bürstenbrillen (Abstand der Spindeln $\gtrless$ Polteilung), schlechte Kohle und schlechter Glimmer, zu weiches Kommutatorkupfer, vibrierende Fundamente und schwankende Welle, schmutzige Kommutatorfläche.

c) Bürstenverschiebung.

Die Größe der erforderlichen Bürstenverschiebung genau im voraus zu ermitteln, ist kaum angängig. Es läßt sich nur sagen, daß für alle Belastungen die Bürsten am besten da stehen, wo möglichst im Mittel $e_r = e_a$ ist. e_r wächst proportional der Belastung und e_a ermittelt sich aus dem Verlauf der Polrandinduktion unter Berücksichtigung der Feldschwächung durch die Anker-AW. Ist e_r klein, so kann e_a Null sein, d. h. die Bürsten können in der neutralen Zone bleiben. Ist $e_r > (e_a)_{max}$ für die Polecke, wo also die Induktion B_x (Fig. 167, aber geschwächt durch AW_a) ihren höchstmöglichen Wert hat, so ist ein funkenfreier Betrieb auch bei größter Bürstenverschiebung unmöglich. Aber die Bürstenverschiebung hängt nicht allein von den Mittelwerten für e_r und e_a, sondern auch von deren Verlauf ab.

An Hand der früheren Fig. 122 für die Zusammensetzung von Feld- und Anker-AW findet man als Gleichung für den Bürstenvorschubwinkel α

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\text{Anker-AW}_a}{\text{resultierende Feld-AW}^{2)}}$$

[1]) Siehe „Elektrische Maschinen und Apparate" von Niethammer (Oldenburg 1903).

[2]) Durch die AW_a geschwächten Feld-AW.

oder

$$\sin \alpha = \frac{\text{Anker-AW}_a}{\text{tatsächliche Feld-AW}} = \frac{AW_a}{AW_{total}}.$$

Dann würden die Bürsten in der neutralen Zone stehen, tatsächlich hat man aber noch etwas weiter vorzuschieben, und überdies kommen noch wichtigere Einflüsse als die Ankerrückwirkung in Frage, so daß diese Beziehung nur zur allgemeinen Orientierung dienen kann. α ist nicht der räumliche Winkel, sondern auf die doppelte Polteilung = 360° bezogen. Der räumliche Winkel ist $\frac{\alpha}{p}$.

Man kann allgemein sagen, die Bürstenverschiebung $\frac{\alpha}{p}$ ist um so größer,

a) je größer der Belastungsstrom,

b) je größer die Reaktanzspannung e_r,

c) je kleiner der Bürstenwiderstand[1]) und je schmäler die Bürsten in Richtung des Umfangs sind,

d) je kleiner das Verhältnis $\frac{AW_{L+Z}}{AW_{a\ \text{unter Pol}}}$,

e) je größer das Verhältnis $P:\tau$ ist.

Die Bürstenverschiebung (Rückschub) ist bei Motoren in der Regel kleiner als bei Generatoren.

30. Besondere Anordnungen zur Vermeidung der Funkenbildung.

Das Problem der Funkenbildung besteht aus zwei Aufgaben: erstens die Reaktanz der kurzgeschlossenen Spule zu neutralisieren oder ein geeignetes Kommutierungsfeld zu schaffen und, was weniger wichtig ist, die Ankerrückwirkung aufzuheben[2]). Ersteres geschieht durch Anbringung von Hilfswindungen im Kurzschlußkreis, die in einem entsprechenden Außenfeld liegen z. B. nach Sayers[3]), Fig. 232 oder durch

[1]) Bei Kupferbürsten mehr als bei Kohlenbürsten.

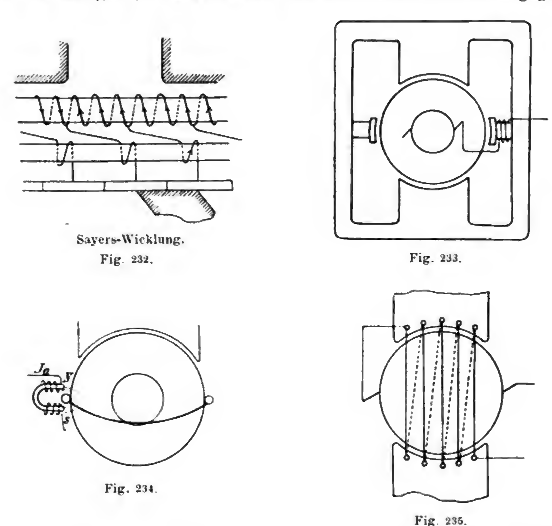
[2]) Die Anker-AW oder die Quermagnetisierung bezw. die Verzerrung des Feldes läßt sich auf zwei Weisen überwinden:

a) durch Anbringung von Gegen-AW, die gleichgroß und entgegengesetzt gerichtet sind wie die Anker-AW (Fig. 235),

b) dadurch, daß in den Weg der Querlinien ein großer magnetischer Widerstand gelegt wird (Luftspalte oder hochgesättigtes Eisen), siehe Fig. 223.

[3]) Sayers schaltet in jede Kommutatorverbindung eine Hilfsspule ein, welche gegen die zugehörige Ankerspule vorgeschoben ist, so daß sie in einem kräftigen Feld liegt. Es wird damit eine E. M. K. e_a induziert, welche durch richtige Wahl der Windungszahl und der Verschiebung die Reaktanzspannung e_r gerade neutralisieren lassen. Dies kann jedoch nur für eine Belastung gelten. Beeinflußt man aber die Hilfspulen durch ein separates Feld, das vom Hauptstrom erzeugt wird, so kann man e_a für alle Belastungen $= e_r$ erzielen.

vom Hauptstrom durchflossene Hilfspole[1]) gegenüber der kurzgeschlossenen Spule, und zwar nach Sayers einpolig (Fig. 233), nach Siemens & Halske[2]) doppelpolig (Fig. 234), was prinzipiell richtiger ist, oder schließlich durch eine Hauptstromwicklung, die um eine halbe Polteilung gegen die Feldwicklung versetzt ist und zugleich die Ankerreaktion aufhebt. Für letzteren Zweck allein sind solche Wicklungen schon früher nach Fig. 235 z. B. von Menges (D. R.-P. 34465) und von Fischer-Hinnen angegeben



Sayers-Wicklung.
Fig. 232.

Fig. 233.

Fig. 234.

Fig. 235.

worden; Ryan und Thompson haben jedoch wohl zuerst die schwierige Aufgabe in ihrem vollen Umfange angefaßt und sowohl die Rückwirkung wie die Reaktanz überwunden, siehe Trans. Am. Inst. El. Eng. Bd. 12, S. 85. In das bekannte vielpolige Gestell einer Gleichstrommaschine wird ein lamellierter Zylinder mit einer Hauptstromwicklung geschoben, welche in Nuten verteilt am Feldumfang untergebracht ist (Fig. 236). Die Verschiebung dieser kompensierten Wicklung ist entweder genau

[1]) Es sind wohl auch Hilfspole verwendet worden, die nicht bewickelt wurden und nur ein Streufeld des Hauptfeldes auf die kurzgeschlossene Spule leiteten (E. Thomson, Sayers, Fig. 233 rechts).

[2]) D. R.-P. 117491 und 117492. Diese Hilfspole können sowohl die Reaktanz als auch die Rückwirkung aufheben und zugleich zur Compoundierung benutzt werden. Die Hilfspole verlaufen nicht parallel, sondern etwas schräg zur Achse.

eine halbe Polteilung oder etwas davon verschieden, derart, daß das um die kurzgeschlossene Spule erzeugte Feld aufgehoben bezw. ihm ein entsprechendes Kommutierungsfeld entgegengesetzt wird, so daß e_a stets $\backsim = e_r$ ist; deshalb ist auch die Nutverteilung keine ganz gleichmäßige, in k, l (Fig. 236a) liegen mehr Hauptstromwindungen wie in den weiter

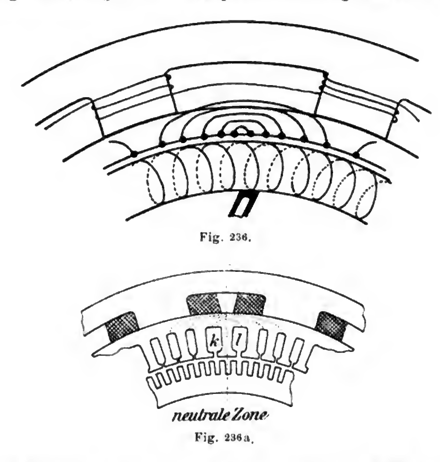


Fig. 236.

Fig. 236a.

abstehenden Nuten, und die gesamte kompensierende AW-Zahl ist etwas größer als die Anker-AW-Zahl. Es bleibt also eine bestimmte Anzahl von Ueberkompensations-AW übrig.

Déri hat im D. R.-P. 122411 eine ähnliche Anordnung einer kompensierten Maschine (Fig. 237) angegeben, er verteilt jedoch nicht nur

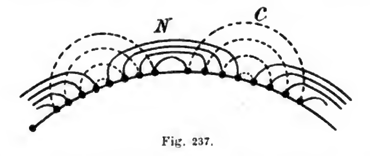


Fig. 237.

die Hauptstromwicklung C gleichmäßig bezw. in bestimmter Weise gesetzmäßig über den Umfang, sondern auch die Nebenschlußwicklung N, wodurch das Feld ganz ähnlich ausfällt wie der Stator eines Drehstrommotors. Die Feldstreuung der Dérischen Anordnung ist etwas geringer als die bei Ryan; durch Einschnürung des lamellierten Querschnittes

läßt sie sich auch bei Ryan reduzieren. In Fig. 238 ist nach Eichberg E.-T. Z. 1902, S. 817 das perspektivische Bild eines Teils der Statorwicklung einer kompensierten Maschine nach Déri wiedergegeben, C ist die kompensierende, E die Nebenschlußerregerwicklung. Der Luftspalt kann so klein, als mechanische Gründe es zulassen, gehalten werden.

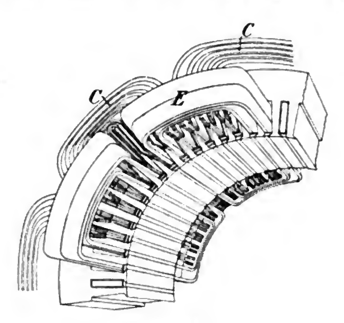


Fig. 238.

Selbst bei Kupferbürsten ertragen solche Maschinen ohne Bürstenverstellung im reinen Kurzschluß auf sich mehrfach ihren Normalstrom, ohne zu Feuern, und zwar in Neutralstellung. Bei entsprechender Bürstenverschiebung (Rückschub) lassen sich die Maschinen ohne weiteres beliebig compoundieren.



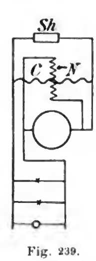


Fig. 239.

Kompensierte Maschinen sind in der Bürstenstellung ziemlich empfindlich. Da auch das Feld lamelliert ist, verhalten sie sich bezüglich magnetischer Remanenz und bei Spannungsschwankungen ungünstiger als übliche Maschinen. Für Reversiermotoren sind Vorkehrungen gegen Durchgehen zu treffen (hohe Sättigung), da in einer Drehrichtung das Ankerfeld schwächend, d. h. tourensteigernd wirkt. Für Motoren mit nur einem Drehsinn sollte man die Bürsten etwas vorschieben. Beim Entwurf wähle man die Kompensationswicklung c so, daß sie reichlich die Ankerrückwirkung und die Reaktanzspannung überwindet und justiere sie nachher ebenso wie Compoundmaschinen mit Hilfe eines variablen Nebenschlußwiderstandes sh genau ein (Fig. 239).

Das Verwendungsgebiet kompensierter Dynamos ist namentlich der Dampfturbinenbetrieb, sofern man nicht wesentlich langsamer laufende Typen bauen lernt, raschlaufende Motorgeneratoren, raschlaufende Zentrifugalpumpen, Motoren für stark intermittierenden Betrieb, wo hohe Strom-

spitzen die Leistungsfähigkeit gewöhnlicher Motoren beschränken, Motoren und Dynamos, für die ein beschränkter Raum oder Durchmesser vorgeschrieben ist. Bei sehr großen Maschinen, wo der Preis einer Type viel mehr durch die Materialkosten als durch die Löhne bedingt ist, kann die kompensierte Ausführung für ganz gewöhnliche Zwecke zu

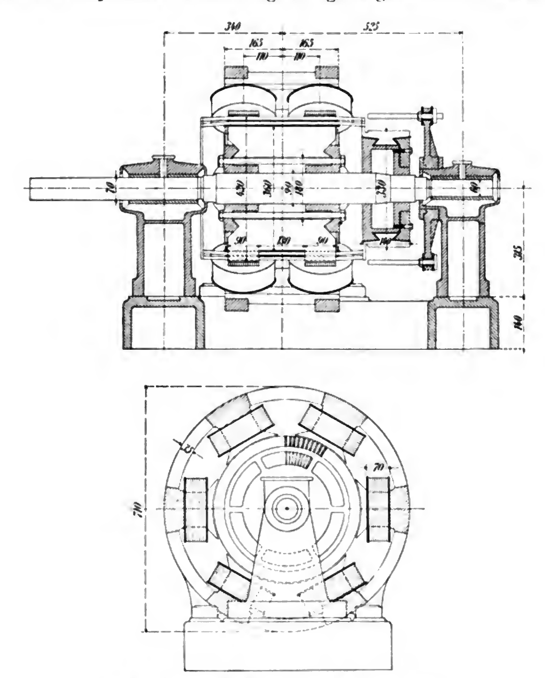


Fig. 240. Dynamo der Schüttdorfer Maschinenfabrik.
250 Volt 180 Amp. 660 U. p. M.

Ersparnissen führen. Die Maschinenfabrik Oerlikon benützt neuerdings die einfache Kompensationswicklung (Fig. 235) offenbar mit gutem Erfolg für Nebenschlußmotoren mit sehr stark variablem Feld (Tourenänderung > 1 zu 4).

Zu dieser Kategorie von kompensierenden Anordnungen gehört auch der durch D. R.-P. 120625 geschützte Ankeraufbau der Schütt-

dorfer Maschinenfabrik (Fig. 240). Der Anker besteht aus einer großen Zahl Blechpakete in Sektorform, wobei die Blechebene nicht senkrecht, sondern parallel zur Achsrichtung verläuft. Auf der Innenseite berühren sich die Pakete, außen laufen sie auseinander und bilden damit die Nuten, die Bleche werden durch konische Flanschen zusammengepreßt. Der Widerstand des Feldes um die kurzgeschlossene Spule wird durch diesen Aufbau, der allerdings wohl etwas teuer ausfällt, ganz wesentlich erhöht, während der Hauptflux nicht beeinflußt wird, so daß sich ganz rationelle Kommutierungsverhältnisse erreichen lassen müssen. Außerdem ist die Ventilation vorzüglich, es werden jedoch durch die Querlinien immerhin nennenswerte Wirbelströme erzeugt werden. Die Maschine gehört der Gleichpoltype an.

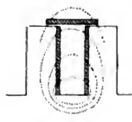


Fig. 241.

Maschinen mit der Dérischen Kompensationswicklung sind in größerer Anzahl von der Oesterreichischen Union E. G. und von Brown,

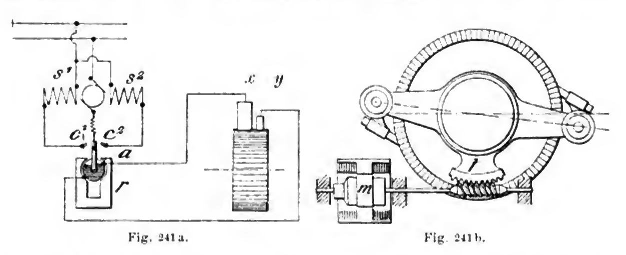


Fig. 241 a. Fig. 241 b.

Boveri & Cie. gebaut worden; solche mit der Thomson-Ryan-Anordnung von der Fort-Wayne Co.[1]) (Amerika); Maschinen, mit Hilfspolen, die vom Hauptstrom erregt werden, von Sautter, Harlé & Cie., Paris; solche mit der einfachen Kompensationswicklung (Fig. 235) von Oerlikon, sowie von Farcot (Fischer-Hinnen); solche mit Sayers-Wicklung (Fig. 232) von der Komp. Wenström (Schweden); mit Sayers' Hilfspolen von Mavor und Coulson (England).

Statt das Kommutierungsfeld von außen zu liefern, kann man auch die der kurzgeschlossenen Ankerspule entsprechenden Kraftlinien wegdämpfen durch massive Metallstäbe, z. B. aus Kupfer, die nach Fig. 241 angeordnet werden können. Dieses Verfahren ist aber mit Verlusten und eventuell mit Erwärmung verknüpft.

[1]) Siehe Street Ry Journal New York 1903 S. 696: Eine Type für 200 KW, 180 Touren, 550 Volt, 14 Pole, die allerdings ebensogut ohne Kompensation gebaut werden könnte.

Eine Methode zur automatischen Bürstenverschiebung, die in dem E. P. 3777 (1903) Siemens Bros. patentiert ist, dürfte bei Maschinen mit hoher Tourenzahl von Nutzen sein. Neben den Hauptbürsten x (Fig. 241 a), und zwar in einer Flucht mit der ablaufenden Spitze von x, sitzt eine schmale Hilfsbürste y, welche über das Voltmeter r mit x verbunden ist. Sobald die Stromdichte an der ablaufenden Spitze von x zu hoch wird, also Funkenbildung eintritt, erreicht die Spannung an r eine gewisse Grenze und schaltet durch das Relais c_1 c_2 einen kleinen Hilfsmotor m im gewünschten Drehsinn ein. Dieser Motor m verschiebt die Bürsten in entsprechender Weise (Fig. 241 b).

Thury legt nach D. R.-P. 142 562 zur Funkenunterdrückung zwischen sämtliche Stromwendestege Kondensatoren oder er ordnet eine um ein Segment vorgeschobene Hilfsbürste an; zwischen diese und die Hauptbürsten werden Kondensatoren geschaltet [1]).

[1]) Die öfters statt der Kondensatoren vorgeschlagenen Widerstände sind praktisch bedeutungslos. — In E. P. 5374 (Jahr 1902) ist durch schräge Lage der Stäbe versucht, die Reaktanz zu verringern.

IX. Verluste und Wirkungsgrad.

In einer Gleichstrommaschine treten im allgemeinsten Falle (Kompounddynamo) folgende Verluste auf:

a) Ohmsche Verluste in der Ankerwicklung: $J_a{}^2 w_a$;

a′) Wirbelströme in den Ankerleitern, deren Betrag man in der Regel als Zuschlag zu (a) berücksichtigt (0 bis 50% von $J_a{}^2 w_a$);

b) Eisenverluste im Anker: Hysteresis und Wirbelströme im aktiven Eisen und anderen Metallteilen;

c) Ohmsche Verluste am Kommutator und in den Bürsten, im wesentlichen Bürstenübergangsverluste;

c′) diverse Kommutatorverluste durch Funken, Wirbelströme, Kurzschluß etc.;

d) Verlust in der Nebenschlußwicklung: $J_n{}^2 w_n$;

d′) „ im Nebenschlußrheostat: $J_n{}^2 w_v$;

e) „ in der Serienwicklung: $J_s{}^2 w_s$;

e′) „ in dem Nebenschluß zur Serienwicklung: $J_x{}^2 w_x$;

f) Polschuhverluste;

g) Bürstenreibung;

h) Lagerreibung;

h′) Luftreibung (gewöhnlich als Zuschlag zu h).

31. Ankerverluste.

a) Verluste im Ankerkupfer.

Nach S. 18 ist der Ankerwiderstand

$$w_a = \rho \frac{Z}{4\,a^2} \frac{l_m}{q} 1{,}2 \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 151)$$

1,2 berücksichtigt Lötstellen u. a.; $\rho = 0{,}0175\,(1 + 0{,}004\,T)$, falls T die Uebertemperatur ist. Man rechne möglichst nur mit $\rho = 0{,}02$. Damit ist der Wert $J_a{}^2 w_a$ ohne weiteres erledigt. Sobald im Anker Ausgleichströme auftreten, wird dieser Ohmsche Verlust bedeutend größer, siehe S. 30.

a') Wirbelströme im Ankerkupfer.

Beim Ablaufen der Ankerleiter von der Polspitze (Fig. 242) werden die einzelnen Teile der Ankerleiteroberfläche von verschiedenen Kraftliniendichten beeinflußt, so daß in der angedeuteten Weise Wirbelströme induziert werden. Dieselben sind um so größer, je steiler das Feld an der Polkante abfällt und je breiter die obere Fläche des Leiters ist. Bei Nutenankern, deren Leiter fast feldfrei liegen, fallen sie wesentlich geringer aus als bei glatten Ankern, um so geringer, je tiefer sie in der Nut liegen[1]), je mehr die Nut geschlossen und je weniger die Zähne

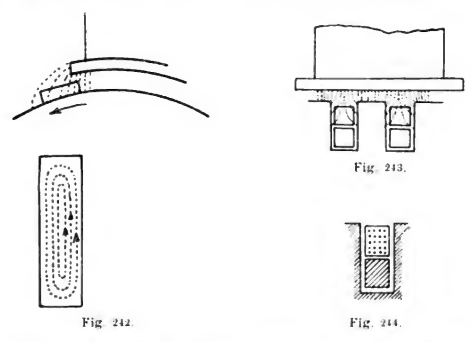


Fig. 242. Fig. 243. Fig. 244.

gesättigt sind. Durch Ersatz der massiven Leiter durch Kabellitze oder durch eine größere Zahl in radialer Richtung (in der Tiefe) unterteilter Stäbe oder durch viele parallele Runddrähte kann man diesen Verlust beliebig reduzieren; vorteilhaft ist auch eine gut abgerundete Polecke, die ein allmählich abfallendes Luftfeld schafft. Da besonders bei Nutenankern auch die tiefen Seitenflächen von Kraftlinien (Fig. 243) getroffen werden, so hat man eventuell bei breiten Nuten die Stäbe nicht nur in der Dicke, sondern auch in der Tiefe zu unterteilen. Bei glatten Ankern empfiehlt es sich aus diesem Grunde nur dünne Runddrähte oder Litze zu verwenden, auch bei Nutenankern gehe man mit der Stabdicke nicht viel über 6 mm. Bei Belastung wird dieser Verlust durch das Ankerfeld und deren verzerrende Wirkung noch nennenswert vergrößert, wobei insbesondere auch die langen Seitenflächen der Stäbe betroffen werden. Aendert sich die Kraftliniendichte von einer Leiter-

[1]) Was einen Vorteil der Holzkeile begründet. Des öftern haben deshalb amerikanische Firmen die oberen Leiter aus Litze oder in unterteilter, verdrillter Form hergestellt, den unteren aber massiv gelassen (Fig. 244).

kante zur anderen um $B = B_1 - B_2$ (Fig. 245), so ist der Wirbelstromverlust der gesamten Ankerleiter[1]) für glatte Anker

$$A_c = \frac{c}{\sigma_0} n^2 B^2 d^2 . V_a . \frac{2 c_p}{\tau}, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 152)$$

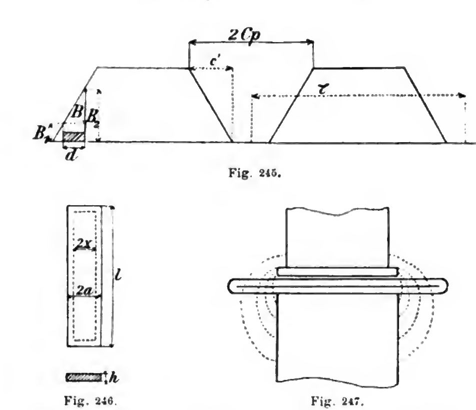


Fig. 245.

Fig. 246. Fig. 247.

---

[1]) An Hand von Fig. 246 ist nämlich für einen Wirbelstromfaden in dem betrachteten Leiter die effektive elektromotorische Kraft (Wechselspannung)

$$E_w = \frac{x}{a} B . l . 2x . n . 4 . 10^{-8}$$

und der Elementarwiderstand

$$d_w = \sigma_0 \frac{2l}{h\,dx}$$

und der Elementareffekt

$$\frac{E^2}{dw} = 16 . \frac{x^2 B^2 l^2 4 x^2 n^2 h}{a^2 2 l \sigma_0} dx\, 10^{-10} = d\,A_w$$

oder

$$d\,A_w = \frac{32}{\sigma} . \frac{x^4}{a^2} . B^2 . l . n^2 . h . dx\, 10^{-16}$$

$$= \frac{32}{\sigma} . \frac{1}{2a^3} . V_{Stab} B^2 n^2 . x^4 dx\, 10^{-16}$$

$$A_w = 10^{-16} \frac{16}{\sigma_0} \frac{V B^2 n^2}{a^3} . \left| \frac{x^5}{5} \right|_0^a = \frac{16}{5\sigma} a^2 B^2 n^2 V_{St}\, 10^{-16}$$

$$d^2 = 4 a^2$$

$$A_w = \frac{4}{5} \frac{1}{\sigma_0} d^2 B^2 n^2 V 10^{-16}$$

B ist gleich der größten Induktionsänderung bei Vollast (bei verzerrtem Feld) zu setzen. Bei Nutenankern hat man prinzipiell dasselbe Gesetz, aber der Ausdruck A_w hat nur etwa 0,01—0,2 obigen Wertes.

worin $c = \backsim 8 \cdot 10^{-17}$, σ_0 der Widerstandskoeffizient (für Kupfer $= 1{,}6 \cdot 10^{-6}$), $2\,c_p$ der Polspitzenabstand (oder etwas größer), τ die Polteilung, n die Periodenzahl, d bei rechteckigen Leitern die Dicke, bei runden etwa $^2/_3$ des Durchmessers, und V_a das gesamte Ankerleitervolumen in c^3 auf Eisenlänge ist. Dabei ist nach Fig. 245 vorausgesetzt, daß das Polrandfeld von der Polecke nach der neutralen Zone gradlinig abfällt; verläuft es in der ausgezogenen Weise, so ist $2\,c_p$ zu ersetzen durch $2\,c'$. Obiger Wert berücksichtigt nur die Wirbelströme im aktiven Kupfer; die verschiedenen Streufelder (Fig. 247) induzieren aber auch in den Stirnverbindungen elektromotorische Kräfte, die jedoch schwer mathematisch zu ermitteln sind. Die oben eingesetzte Frequenz wird manchmal einfach $= \frac{u\,p}{60}$ gesetzt; sie ist jedoch in der Regel viel größer. Die Zeit, während der die Wirbelströme induziert werden, entspricht nämlich nur etwa dem Weg, den der betreffende Leiter durchschreitet, bis er von Polspitze zu Polspitze gelangt, der also dem Wert $2\,c_p$ gleichkommt. Nach dieser Anschauung ist $n = \frac{v}{2\,c_p}$, wenn v die Ankerumfangsgeschwindigkeit. Für Nutenanker ist A_c nur ein kleiner Bruchteil des Wertes in Gl. 152, je nach Größe des Luftspaltes der Zahnsättigung und dem Abstand des oberen Leiterrandes, von der Zahnkurve etwa 0,05 bis 0,20. Die Wirbelstromverluste sind so verwickelt und verschiedenartig, daß sie sich kaum exakt im voraus ermitteln lassen.

Arnold gibt E. T. Z., 1903 S. 476, an, daß es wichtiger ist, die Stäbe quer zur Nut zu unterteilen, als längs der Nut, ferner sollte man die massiven Stäbe nicht ganz an den äußeren Rand der Nuten legen und die Zahnsättigungen nicht übermäßig hoch wählen ($< 24\,000$). Die unterteilten Stäbe sollten an den vorstehenden Enden nicht verlötet werden[1]).

b) Eisenverluste im Anker.

Die Hysteresis ist die zur Ummagnetisierung magnetischer Materialien erforderliche Arbeit (Fig. 248), sie läßt sich pro Zyklus und c^3 durch die Fläche der Hysteresisschleife $= \frac{1}{4\pi}\int H\,d\,B =$ (roh angenähert) $4\,B_{max}\,H_k$ darstellen. Man kann drei Arten von Hysteresis unterscheiden:

[1]) Wirbelstromverluste in den Ankerleitern werden auch durch das während der Kurzschlußperiode auftretende Wechselfeld (entsprechend der Reaktanzspannung) erzeugt. Da der Flux in der Regel die Leiter nicht nur in der Breitseite d, sondern auch nach der Höhe h trifft, so ist d^2 in Gl. 152 zweckmäßig durch $\left[d^2 + \left(\frac{h}{c}\right)^2\right]$ zu ersetzen $c = 1 \div 0{,}2$ je nach dem Verlauf des Fluxes.

1. die lineare (hin- und hergehend), und zwar
   a) magnetostatische (langsame Ummagnetisierung),
   b) raschzyklische durch Wechselstrom (Transformatoren):

2. drehende Hysteresis, wobei ein Feld um den Körper kreist (Gleichstromanker, Drehstromanker von Generatoren und Motoren, sowie das Feld der letzteren). Nach zahlreichen Versuchen, die allerdings noch nicht ganz abgeschlossen sind, scheint der Unterschied der Hysteresisbeträge für diese verschiedenen magnetischen Beanspruchungen, auf gleiche maximale Induktion bezogen, praktisch nicht von Bedeutung zu sein, so lange es sich nicht um sehr hohe und sehr niedrige Induktionen handelt.

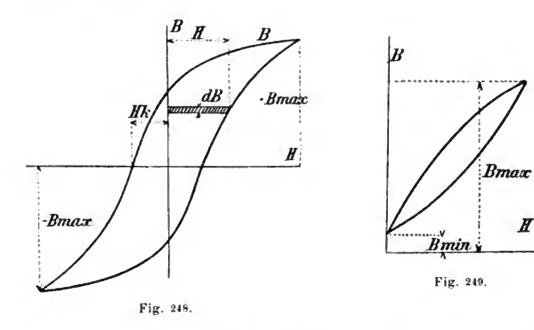


Fig. 248.

Fig. 249.

Allgemein ist der Hysteresisverlust in Watt für n Perioden und ein Volumen $V c^3$ oder G kg, sowie für vollständig zyklische Magnetisierung (Fig. 248)

$$A_H = c \,.\, n \,.\, f(B_{max}) \,.\, V = c' n \,.\, f(B_{max}) \,.\, G\,, \quad . \quad . \quad 153)$$

wobei c und c′ Materialkonstante sind, die ebenso wie Festigkeitskoeffizienten variieren. B_{max} ist (Fig. 248) der positiv und negativ gleich große Maximalwert der Eiseninduktion. Schwankt die Induktion nicht zwischen $\pm B_{max}$, d. h. ist die Ummagnetisierung unvollkommen zyklisch (Fig. 249) zwischen $+ B_{max}$ und $+ B_{min}$ ($H = H_{max}$ und $H = 0$), so ist B_{max} durch $\frac{B_{max} - B_{min}}{2}$ zu ersetzen.

Da die Abhängigkeit der Hysteresis von B_{max} eine komplizierte Funktion ist, so habe ich einfach $f(B_{max})$ geschrieben. Der Zusammenhang zwischen A_H und B_{max} läßt sich nun zunächst tabellarisch oder auch (Fig. 250 u. 251) darstellen; die Werte gelten für übliches Eisen, sie können jedoch von Blechsorte zu Blechsorte ganz erheblich schwanken.

Eisenverluste (Hysteresis).

$B_{max}/1000$	2	4	6	8	10	12	15	18	20	22	25
Watt Hysteresis pro Zyklus und pro dm³	0,07	0,25	0,6	1,0	1,5	2,0	2,7	3,4	3,9	4,6	5,6
Watt pro kg [1]) und pro 100 Perioden	1	4	8	14	20	27	35	—	50	58	72

In angenäherter, aber praktisch genügend genauer Weise kann man nach Steinmetz[2]) $f(B_{max}) = B_{max}^{1,6}$ setzen. Dann ist zunächst

$$A_H = \eta \,.\, n\, B_{max}^{1,6} \,.\, V \,.\, 10^{-7} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 154)$$

worin η der Steinmetzsche Hysteresiskoeffizient je nach der Eisenqualität zwischen 0,1 und 0,001 schwankt. Für Gleichstromanker sollte man

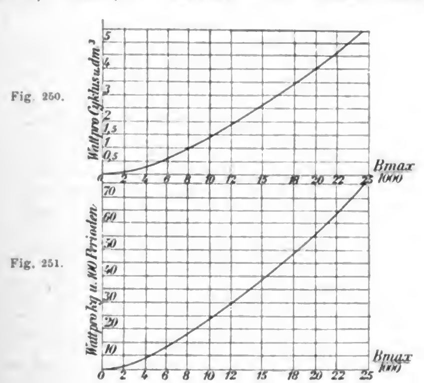


Fig. 250.

Fig. 251.

0,001 bis höchstens 0,003 zulassen. Für den Gebrauch eignen sich besser folgende zwei Formeln:

$$A_{Ha} = \sigma \,.\, \left(\frac{n}{100}\right)\left(\frac{B_{max}}{1000}\right)^{1,6} . \, V_a \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 155)$$

[1]) Die Watt pro Kilogramm müssen sich zu dem Watt pro dm³ je pro Zyklus verhalten wie $\frac{1}{7,8} : 1$ oder bei 100 Perioden wie $\frac{100}{7,8} : 1$.

[2]) Für unvollkommen zyklische Ummagnetisierung, wo B_{max} durch $\frac{B_{max} - B_{min}}{2}$ zu ersetzen, ferner für sehr kleine und sehr große Werte von B_{max} ($B_{max} < 2000$, > 15000) ist der Exponent 1,6 ziemlich stark von der Wahrheit abweichend.

oder

$$A_{Ha} = \sigma' . \left(\frac{n}{100}\right) \left(\frac{B_{max}}{1000}\right)^{1,6} . G_a. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 156)$$

Der Index a soll Ankerkörper heißen. Es ist $\sigma > \sim 0{,}9$ bis 2 und $\sigma' > \sim 0{,}12$ bis $0{,}25$. V_a ist in dm³ einzusetzen[1]). Aus diesen Beziehungen läßt sich die beachtenswerte Tatsache ableiten, daß durch Vergrößerung der radialen Blechtiefe h der Hysteresisverlust sich nicht sonderlich verringern läßt. Es ist nämlich bei sonst gleichen Verhältnissen

$$B_{max_1} : B_{max_2} = h_2 : h_1 = V_{a_2} : V_{a_1},$$

also

$$A_{H_1} : A_{H_2} = (B_{max_1})^{1,6} V_{a_1} : (B_{max})^{1,6} . V_{a_2}$$
$$= B_{max\,1}^{0,6} : B_{max\,2}^{0,6} = h_2^{0,6} : h_1^{0,6}. \quad . \quad . \quad . \quad 157)$$

d. h. die Hysteresisverluste nehmen nicht proportional mit der radialen Tiefe ab, sondern nur ungefähr mit der Wurzel aus der Tiefe (doppelte Tiefe bringt nur 40⁰/₀ Verringerung der Hysteresis).

In obigen Gleichungen ist vorausgesetzt, daß die Kraftlinien sich gleichmäßig über den Ankerquerschnitt verteilen, was aber nach S. 69 keineswegs der Fall ist; am Zahngrund ist die Induktion zunächst $= (B_z)_{max}$ und sinkt gegen den inneren Blechrand ganz bedeutend. Kennt man diese Induktionsverteilung, die aus den magnetischen Weglängen und Permeabilitäten oder experimentell zu ermitteln ist, so hat man einfach das mittlere $B_{max}^{1,6}$ über den Querschnitt zu suchen. In genau gleicher Weise hat man für die Hysteresis in den Zähnen vorzugehen (Fig. 252). Man kann allerdings die Ermittlung auch analytisch durch-

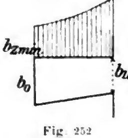


Fig. 252

[1]) Eine Tabelle für Werte von $\left(\frac{B_{max}}{1000}\right)^{1,6}$ ist nachstehend gegeben:

Bmax/1000	(Bmax/1000)^1,6	Bmax/1000	(Bmax/1000)^1,6	Bmax/1000	(Bmax/1000)^1,6
1	1	10	39,80	18	101.96
2	3.032	11	46,368	19	111.18
3	5.799	12	53,295	20	120.68
4	9.19	13	60,576	21	130,48
5	11.336	14	69,473	22	140,56
6	17,581	15	76.163	23	150.97
7	22.917	16	84.45	24	161.56
8	27.858	17	93.5	25	172.47
9	33,635				

führen, es ist nämlich die Hysteresis in den Zähnen

$$A_{Hz} = \sigma \cdot k \cdot \left(\frac{n}{100}\right) \left(\frac{B_{z\,min}}{1000}\right)^{1,6} V_z, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 158)$$

σ wie oben, V_z gesamtes Zahnvolumen in dm^3, $B_{z\,min}$ = Zahninduktion am äußeren Rand. Für trapezförmige Zähne ist (Fig. 252)

$$k = k_{tr} = 5 \frac{1 - \left(\frac{b_u}{b_o}\right)^{0,4}}{1 - \left(\frac{b_u}{b_o}\right)^2}, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 159)$$

oder tabellarisch bezw. graphisch (Fig. 253 Kurve k_{tr}):

b_u b_o	0	0,1	0,2	0,4	0,7	1,0
k für trapezförmige Zähne	5	3,2	2,5	1,9	1,3	1,0
k_r bei runden Nuten (Fig. 253 a) . .	—	8,8	5,4	2,9	1,6	1,0

Der Fall k = 1 tritt bei kleinen Maschinen dann ein, wenn man die Nut sich nach innen zuspitzen läßt und den Zahn durchweg gleich breit

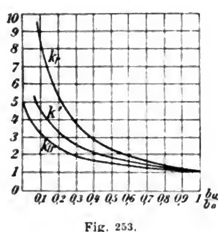


Fig. 253.

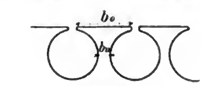


Fig. 253 a.

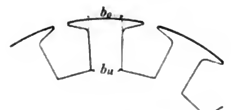


Fig. 254.

macht (Fig. 254), sonst ist in der Regel für kleine Maschinen k wesentlich kleiner als 1, während sich k bei großen Maschinen 1 sehr nähert.

Bei Belastung wird die Feldkurve verzerrt und die Maximalwerte der Induktion im Ankereisen und besonders in den Zähnen können beträchtlich größer werden. Eine genaue rechnerische Ermittlung ist schwierig, man berücksichtigt diese Erhöhung der Eisenverluste eventuell durch einen Zuschlag von 5 bis 30 % zu A_{Ha} und A_{Hz}. Rechnerisch sind sie durch Ermittlung der verzerrten Maximalinduktionen $= B_{mitt} \dfrac{AW_t + AW_a}{AW_t}$ zu finden (S. 83, Fig. 125).

Die Wirbelströme verlaufen in den Blechen des Ankereisens nach Fig. 255. Nach der in der Anmerkung gegebenen Entwicklung[1] kann man den Wirbelstromeffekt A_w proportional $\lambda s^2 n^2 B_{max}^2 . V_a$, setzen falls s die Blechdicke und λ die elektrische Leitfähigkeit des Bleches ist. Allgemein läßt sich in vereinfachter Weise in Watt schreiben:

$$A_w = c\left(s\frac{n}{100}\frac{B_{max}}{1000}\right)^2 . V_a \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 160)$$

(s Blechdicke in mm, V_a Ankervolumen in dm³) oder für G kg

$$A_w = c'\left(s\frac{n}{100}\frac{B_{max}}{1000}\right)^2 . G, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 161)$$

c und c′, die von der elektrischen Leitfähigkeit abhängen, lassen sich theoretisch[2]) ermitteln; sie sind aber bei den tatsächlichen Betriebsverhältnissen viel größer. Man kann ungefähr setzen:

$$c = 2,5; \; c' = 0,3.$$

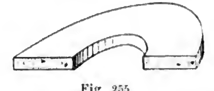


Fig. 255.

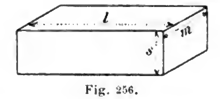


Fig. 256.

Diese erhöhten Wirbelstromverluste rühren daher, daß durch die Bearbeitung und den Zusammenbau metallische Stromwege zwischen den einzelnen Blechen geschaffen werden, z. B. durch Verschmieren der

[1]) Für einen Metallklotz, Fig. 256, der von einer periodischen Induktion mit dem Maximalwert B_{max} senksekt s l getroffen wird, ist die elektromotorische Kraft E_w für einen mittleren Wirbelstromfaden ungefähr (l groß gegen s)

$$E_w = 4 . n\, B_{max} \frac{l\, s}{2}\, 10^{-8}$$

und der Widerstand

$$w = \sigma_0 \frac{2\, l}{\frac{s}{2}\, m}$$

also der Effekt

$$A_w = \frac{E_w^2}{w} = \frac{4\, n^2 B_{max}^2 l^2 . s^2}{\sigma_0 . 2\, l}\frac{s}{2}\, m\, 10^{-16} = \frac{1}{\sigma_0}\, n^2 B_{max}^2 s^2 . V . 10^{-16}$$

$$= \lambda\, n^2 B_{max}^2 s^2 V . 10^{-16} \text{ (für Eisen)} = n^2 B_{max}^2 s^2 . V . 10^{-11} \text{ Watt.}$$

$$\lambda = \frac{1}{\sigma_0} \text{ die Leitfähigkeit des Materials, s in c.}$$

[2]) Theoretisch ist genau pro c³

$$A_w = 1{,}64\, s^2 . \lambda . 10^{-9}\, n^2 B_{max}^2 \text{ in C. G. S. } (\lambda = 10^{-5}).$$

Daß praktisch A_w viel größer wird, rührt von den vielen zusätzlichen Wirbelströmen her, die man theoretisch nicht berücksichtigen kann, sowie von dem unbekannten Verlauf derselben.

Nutflächen beim Ausfeilen[1]). Da es meist schwierig ist, die Wirbelstromverluste in Bolzen, Ankerleitern und Polschuhen von den eigentlichen Wirbelströmen in den Blechen zu trennen, so kann man Werte für c finden, die bis 15 ja bis 30 reichen, falls man alle Wirbelströme zusammenfaßt. Dabei ist auch noch zu erwähnen, daß die zusätzlichen Wirbelströme auch daher rühren, daß die Feldkurven keine Sinuskurven sind, sondern starke höhere Harmonische haben, deren Frequenz nicht n, sondern 3n, 5n etc. ist[2]). Die Wirbelstromverluste sind dafür bei gleichem B_{max} 9,25 . . . mal größer. Solch höhere Frequenzen kommen auch für Wirbelströme in den verschmierten Nuten in Frage. Die Nuten erzeugen überdies am Polrand ein undulierendes Feld (siehe unter 6), dessen Frequenz $= \frac{u}{60} n_z$ (n_z = Nutzahl) sehr hoch ist[3]). Wie bei der Hysteresis angegeben, so treten mit der Belastung auch zusätzliche Wirbelstromverluste durch die Feldverzerrung auf, wobei noch mehr wie vorher die höheren Harmonischen eine Rolle spielen.

Die Wirbelstromverluste in den Zähnen sind in Anlehnung an die Zahnhysteresis

$$A_{wz} = c \,.\, k' \left(s \frac{n}{100} \frac{B_{z\,min}}{1000}\right)^2 V_z\,, \quad . \quad . \quad . \quad 162)$$

wobei für trapezförmige Zähne

$$k' = \frac{2}{1 - \left(\frac{b_u}{b_o}\right)^2} \ln_{nat}\left(\frac{b_o}{b_u}\right), \quad . \quad . \quad . \quad 163)$$

oder tabellarisch bezw. graphisch (Fig. 253):

$\frac{b_u}{b_o}$	0,1	0,2	0,4	0,6	1
k'	4,6	3,3	2,1	1,9	1,0

Bei gewöhnlichen Gleichstrommaschinen (n = 10 bis 30) sind in der Regel die Wirbelstromverluste nur 5 bis 20% der gesamten Eisenverluste.

[1]) Nimmt man eine gewisse Tiefe der Verschmierung, z. B. 0,1 mm, an, so kann man die Wirbelströme ebenso wie die Verluste in einem Kurzschlußanker ausrechnen. Ein Anker ergab z. B. nach dem Zusammenbau der Bleche ca. 800 Watt Eisenverlust, nach dem Richten und Feilen der Zähne etc. ca. 1000, nach Einlegen der Wicklung ca. 1100 Watt.

[2]) Ist $B = B_1 \sin \alpha + B_3 \sin 3\alpha + B_5 \sin 5\alpha \ldots$, so sind die Wirbelstromverluste proportional $n^2 [B_1^2 + 9 B_3^2 + 25 B_5^2 + \ldots]$.

[3]) Auch der Gesamtflux ändert sich ev. etwas und zwar mit der hohen Nutfrequenz, da der Luftquerschnitt mit der Stellung des Ankers periodisch variiert. (Die Zahl der Zähne pro Polbogen ändert sich.)

Es sei hier nochmal wiederholt, daß in alle Formeln für Hysteresis und Wirbelströme bei Belastung als B_{max} die durch die Ankerreaktion gesteigerten Werte $B' + B'_x$ und $B_z + B_{xz}$ einzusetzen sind.

Für rohe überschlägige und rasche Berechnungen rechnet man wohl hin und wieder die Eisenverluste so, daß man das ganze Ankereisenvolumen ausrechnet, indem man die Nuten mit Eisen angefüllt voraussetzt. Dieses ganze Volumen denkt man sich dann mit der mittleren Ankerinduktion beansprucht.

Für die Hysteresisverluste ist die Blechdicke ohne Belang, bezw. je dicker die Bleche sind, desto weniger Raum wird für Isolation weggenommen, desto kleiner werden bei gleicher Gesamtlänge die Hysteresisbeträge. Die Wirbelströme nehmen indes mit dem Quadrat der Dicke ab, wobei allerdings bei kleinen Blechdicken die Induktion durch den großen Raum für Isolation gesteigert wird. Es wird also eine gewisse günstigste Blechdicke geben, die ein Minimum von Gesamtverlusten bei gegebener Ankerlänge ergibt und die Kamps[1]) für übliche Verhältnisse angibt zu

$$s_{min} = 79 \sqrt[3]{\frac{\eta_i \cdot \delta}{B_{max}^{0,4} \cdot n}}, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 164)$$

η_i = obigem Steinmetzkoeffizient, δ = Isolierschicht zwischen zwei Blechen, s die tatsächliche Bleckdicke ohne jegliche Isolation. Für $n = 25$ bis 140 und $B = 2000$ bis 10 000 ist $s_{min} = 0{,}24$ bis $0{,}34$, im Mittel $0{,}30^c$, unter welchen Wert man keinesfalls gehen sollte. Das Minimum ist ein ziemlich flaches, so daß bis 30 Perioden Bleche von 0,4 bis 0,7 mm ganz rationell sind und gegenüber dünneren Blechen den Vorzug der größeren Billigkeit haben[2]).

Außer in den eigentlichen Ankerblechen entstehen noch in allen Metallteilen, namentlich in den magnetischen Teilen des Ankerkörpers durch Streufelder erzeugte Wirbelströme. Beim Ringanker treten auch in den inneren Raum durch die Ankernabe die durch die Anker-AW selbst erzeugten Kraftlinien, bei Trommelankern ist dies in nennenswertem Maße nicht der Fall. Die Ankernabe von Ringankern ist aus diesem Grunde aus nichtmagnetischem Material von möglichst hohem elektrischem Widerstand (aus Bronze oder am besten aus Nickelstahl) herzustellen. Bei hohen Periodenzahlen kann solches Material auch für die Flanschen von Trommelankern wünschenswert werden.

Nicht isolierte Ankerbolzen wirken in verschiedener Hinsicht Verluste erzeugend. Zunächst werden sie vom Flux geschnitten, wobei wie

[1]) E. T. Z. 1903 S. 94.

[2]) Glühversuche an Blechen ergaben folgendes Resultat:

1) Nach dem Stanzen ausgeglüht . . 680 Watt. Eisenverlust
2) Vor " " " . . 910 " "
3) Nicht ausgeglüht . . . . 890 " "

in jedem massiven Leiter (ähnlich wie unter a') Wirbelströme erzeugt werden, und zwar in besonders hohem Maße, da die Bolzen magnetisch sind. Diese Verluste sind abhängig von dem Bolzenvolumen, der Induktion, der Permeabilität, dem Bolzendurchmesser und von der Periodenzahl. In jedem Fall, selbst bei isolierten Bolzen wird der Ankereisenquerschnitt periodisch um den Bolzendurchmesser reduziert, d. h. die Induktion und die Eisenverluste entsprechend erhöht. In dritter Linie wirken die Bolzen, die auf beiden Seiten durch die Flanschen leitend verbunden sind, wie eine in sich kurzgeschlossene Ankerwicklung (Käfiganker). In dieser werden Wechselströme und damit Effekte induziert, die mit der Periodenzahl und dem Magnetfeld, das die Bolzen schneidet, wachsen und die dem Widerstand der Bolzen und deren Verbindungen umgekehrt proportional sind. Diese Kurzschlußströme verschlimmern jedoch die

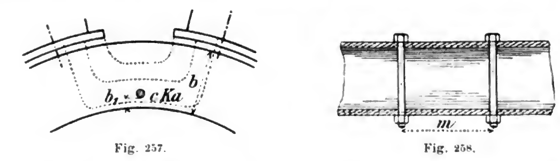


Fig. 257. Fig. 258.

Verhältnisse noch weiter; sie wirken als kräftige Gegen-AW, welche das Eindringen der Kraftlinien in die Querschnittsteile unter den Bolzen verhindern und damit den nutzbaren Querschnitt reduzieren. Durch die im übrigen Teil des Ankerquerschnitts erhöhte Induktion werden die Eisenverluste im aktiven Ankereisen in die Höhe getrieben. Ein Bild über die Größe dieser Verluste A_x durch Kurzschlußströme in den Bolzen gestattet folgende Rechnung (Fig. 257), falls E_x die in einem Bolzen induzierte Wechselspannung, w_x der Widerstand eines Bolzens samt zugehörigem Verbindungsstück ist[1]):

$$A_b = \frac{E_x^2}{w_x} = \frac{(2\,n\,.\,c\,K_a\,.\,10^{-8})^2}{\sigma\,\frac{l}{q}}\;x \text{ Watt} \quad . \quad . \quad 165)$$

x = totale Bolzenzahl; $\sigma \sim = 0{,}1$, Widerstandskoeffizient des Eisens, l_m = Ankerlänge $+ 2m$ (in Fig. 258), q in mm^2 = Bolzenquerschnitt; der größere Querschnitt der Endflansche soll nicht berücksichtigt werden, um damit den Uebergangswiderstand einigermaßen in Betracht zu ziehen; K_a ist der gesamte Ankerflux pro Pol und c der Teil, der die Bolzen noch schneidet, c kann zwischen 0 und 0,5 variieren. Näherungsweise mag

[1]) Für einen praktischen Fall mit $n = 30$; $c = 0{,}2$; $l = 0{,}9$ m; $q = 500\ mm^2$; $x = 64$; $K_a = 10\,.\,10^6$ wird $A_x = 500$ KW! Für $c = 0{,}01$ wird $A_x = \sim 1$ KW.

man c setzen $= \frac{b_1}{b}$ (Fig. 257). Die Gegen-AW kann man pro Pol setzen

$$= \frac{1,4}{8p} \times J_x = \frac{1,4}{8p} \times \frac{E_x}{w_x}.$$

Am besten vermeidet man diese Verluste ganz dadurch, daß man die Bolzen außerhalb der Bleche unterbringt oder mindestens sorgfältig in der Längsrichtung durch Hülsen, sowie durch Unterlagscheiben isoliert; im letzten Falle wird nur noch ein kleiner Flux die Bolzen direkt treffen. Man kann auch von dem Bolzenloch aus nach dem Blechrand einen 2 bis 3 mm breiten Luftschlitz einstanzen, so daß ein Kraftlinienfluß hinter den Bolzen unmöglich wird.

Die sämtlichen nicht leicht berechenbaren Wirbelstrom- und anderen Verluste seien hier zusammengestellt: Zusätzliche Verluste im Ankereisen durch höhere harmonische Glieder in der Feldkurve; Wirbelströme durch elektrischen Schluß zwischen den Blechen (Feilen, Grat); Wirbelströme durch Streufelder im Ankerkörper, in den Ankerflanschen und in der Welle; Wirbelströme in den Bandagen; Wirbelströme in den Ankerleitern auf Eisenlänge und in den Stirnverbindungen; Verluste in den Ankerbolzen auf drei verschiedene Arten erzeugt (als massive Leiter, als Kurzschlußanker und durch Abdrängen der Kraftlinien); Verluste in den massiven Polen[1]); Ausgleichströme im Anker; Isolationsströme im Anker und Feld; Wirbelströme am Kommutator; Funkenbildung am Kommutator; ungleiche Stromverteilung auf die einzelnen Bürstensätze und pro Bürste.

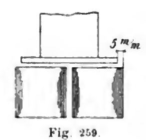


Fig. 259.

Um Wirbelstromverluste in den massiven Ankerflanschen zu vermeiden, ist es üblich, die Polschuhlänge in der Ankerrichtung 2 bis 5 mm auf jeder Seite gegen das lamellierte Ankereisen zurückstehen zu lassen (Fig. 259).

Schon im Interesse des Wirkungsgrades ist bei gegebenem Ankerdurchmesser D, gegebener Ankerlänge l, gegebener radialer Blechtiefe h = 200 mm und gegebener Nutzahl z_n stets eine solche Nutform zu wählen, daß B_z möglichst hoch wird, wie folgendes Beispiel zeigt. Es seien 6 Stäbe zu 50 mm² pro Nut unterzubringen. Bei einer Zahnteilung $\tau_z = 25$ kann man das mit Stäben von $1,5 \times 33$ (umwickelt $2,5 \times 34$) oder von $4 \times 12,5$ mm (umwickelt $5 \times 13,5$) ausführen.

Im ersten Fall erhält man samt Isolation (siehe S. 26) eine

---

[1]) Hiezu seien auch die Eisenverluste in den Zähnen durch die Kraftlinienfluktuationen des Nutenankers, sowohl durch das rasche Ablaufen der Zähne von den Polspitzen $\left(n = \frac{u\,z}{60}\right)$ als durch die Aenderung der Gesamtfluxe bei verschiedenen Ankerstellungen gerechnet.

Nutbreite $b_n = 3 \times 2{,}5 + 2 \times 0{,}5 + 2 \times 0{,}5 + 0{,}5 = 10$ mm
Nuttiefe $h_n = 2 \times 34 + 2 \times 0{,}5 + 4 \times 0{,}5 + 4 + 1 = 76$ mm

im zweiten Fall

$$b_n = 3 \times 5 + 2 \times 0{,}5 + 2 \times 0{,}5 + 0{,}5 = 17{,}5 \text{ mm}$$
$$h_n = 2 \times 13{,}5 + 2 \times 0{,}5 + 4 \times 0{,}5 + 3 + 1 = 34 \text{ mm}.$$

Damit ergeben sich folgende Werte für die Zahninduktion B_z, die Ankerinduktion B', sowie die Hysteresisverluste $A_{Hz} = \sim B_z^{1,6}\, b_z\, h_n$ und die Kernverluste $A_H = \sim B'^{1,6}\, h$:

	b_n	b_z	h_n	$B_z \cdot 10^{-3}$	$B_z^{1,6} \cdot 10^{-5}$	$b_z\, h_n$	A_{Hz}	$h - h_n$	$B' \cdot 10$	$B'^{1,6} \cdot 10^{-5}$	A_H
1. Fall	10	15	76	12	34	1140	39	124	15	48	60
2. Fall	17,5	7,5	34	24	100	255	25	166	11,1	30	50

Die Maschine mit der viel höheren Zahnsättigung hat also nur $\frac{25}{39} = 0{,}62$ der Zahnverluste der anderen und $\frac{50}{60} = 0{,}81$ der Kernverluste. Die Erwärmung ist auch entsprechend kleiner.

c) Ohmsche Verluste am Kommutator.

Die Verluste durch den Uebergangswiderstand sind nach S. 19

$$J_a^2 \frac{4\, w_u}{F}, \qquad \qquad 166)$$

wobei w_u der Widerstand pro c^2 Bürstenfläche ist (Fig. 25). Der Wert von w_u ist vom Bürstendruck und der Kommutatorgeschwindigkeit v_k abhängig; bei Stillstand ist er 10 bis 40 % größer als wenn $v_k > 2^m$ ist. Die Werte sind auch von der Polarität abhängig, d. h. w_u ist an den +-Bürsten größer als an den —-Bürsten (etwa 10 %), auch ist der Widerstand anders für Wechselstrom wie für Gleichstrom[1]). Bei Metallbürsten wird w_u unter Umständen durch etwas Oel auf 90 bis 50 % seines Wertes bei trockenem Zustand reduziert, für Kohlenbürsten steigt er jedoch in der Regel beim Aufbringen von Schmiermitteln. In obige Verluste sind noch alle Verluste in den Verbindungen der Spulen zum Kommutator, in den Lamellen, in den Bürsten und Bürstenhaltern, sowie den Leitungen zu den Klemmen einzurechnen, was im Einzelfalle so gut als möglich aus Länge, Querschnitt und Widerstandskoeffizient σ zu geschehen hat. Bei langen Kohlenbürsten sind die Verluste in diesen oft sehr beträchtlich. Gewöhnlich faßt man alle diese Verluste mit obigem

[1]) Bei Gleichstrommaschinen handelt es sich während der Kommutierung um wechselnde Ströme.

dadurch zusammen, daß man 20 % dazu schlägt und auch die eigentlichen Kommutierungsverluste $\frac{L J_z^2}{2}$ etc. einschließt.

Zur Berechnung der Verluste in den verschiedenen Verbindungsleitungen und Klemmen gebe ich Mittelwerte für den Widerstandskoeffizienten σ und den Temperaturkoeffizienten α der gebräuchlichen Materialien:

Material	σ [1]) für 0°	α
Kupfer	0,0165	0,0038
Eisen	0,09 bis 0,14	0,0045
Stahl	0,16	0,0039
Neusilber	0,3	0,00036
Aluminium	0,03	0,0039
Nickelin	0,5	0,0002
Graphit	11,4	0,0009
Kohle	500	0,0005
Messing	0,075	0,0015
Kruppin	0,85	0,0008

Um unzulässige Erwärmung am Kommutator, in Bürstenspindeln, in allen Ableitungen, an Klemmen und Kontakten zu vermeiden, halte man sich an die folgenden Stromdichten, die in keinem Querschnitt überschritten werden sollen:

	Material	Amp c²
	Kupferdraht	100 bis 300
	Kupferkabel	100 bis 250
	Kupferschienen	100 bis 175
	Messing	45 bis 60
	Eisen	20 bis 30
	Kohle	5 bis 10
	Nickelin	20 bis 100
Preßkontakte und verschraubte Kontakte	Kupfer auf Kupfer	15 bis 50
	Messing auf Messing	10 bis 20
	Kohle auf Messing	5
Messerkontakte	Kupfer auf Kupfer	9 bis 12
	Messing auf Messing	6 bis 8
Gleitkontakte	Kupferbürsten	20 bis 30
	Messingbürsten	15 bis 20
	Kohlenbürsten	4 bis 7
Eingeschliffene (Stöpsel-)Kontakte	Kupfer auf Kupfer	20 bis 40
	Messing auf Messing	10 bis 20

Während des Kurzschlusses durchfließen die Lamellen, die unter der Bürste liegen, Ströme wechselnder Größe, die um so größere Wirbel-

[1]) σ auf m Länge und mm² Querschnitt bezogen.

ströme induzieren, je dicker und voluminöser die Lamellen sind und je größer die Stromänderung ist. Besonders bei Niederspannungsmaschinen für 2 bis 10 Volt und hohe Stromstärken erreichen diese Wirbelstromverluste ganz bedeutende Werte. Sie sind rechnerisch jedoch kaum faßbar; sie lassen sich durch Unterteilung der theoretisch notwendigen Lamellenzahl wesentlich reduzieren, d. h. man verwendet pro Spulenseite, die aus mehreren parallelen Leitern bestehen soll, mehr als eine Lamelle[1]) (Fig. 260). Auch ein Ersatz der dicken Bürsten durch mehrere dünne hintereinander dürfte diese Verluste reduzieren. Die Verluste durch den Spulenkurzschluß und durch die Funkenbildung lassen sich nur schätzen, nicht berechnen.

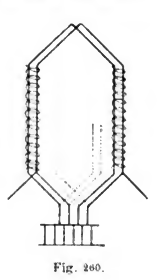


Fig. 260.

32. Verluste im Feld.

d) und e) Erregerverluste.

Der Verlust in der Erregerwicklung vom Widerstand w_n ist $J_n^2 w_n$ oder $\frac{E_n^2}{w_n}$, falls E_n die Spannung an der Erregerwicklung. J_n ergibt sich für jede Belastung nach S. 92 aus AW_{total} und $z_n \cdot w_n = \sigma \frac{z_n u_m}{q_n} 2p$ ist[2]) jeweils für die betreffende Temperatur der Maschine (meist mit $\sigma = 0.02$) zu ermitteln. Im Rheostat werden $J_n^2 w_v = E_k J_n - J_n^2 w_n$ Watt vernichtet, wenn E_k die Erregerklemmenspannung ist.

Ist der Strom in der Serienwicklung J_s und w_s (Fig. 128) ihr Widerstand, so ist ihr Verlust $J_s^2 w_s$ und im Justiernebenschluß von w_{sh} Ohm $J_{sh}^2 w_{sh}$, wobei $J_s : J_{sh} = w_{sh} : w_s$; $J_{sh} = J_{total} - J_s$, ferner $w_s = \sigma \frac{l_s}{q_s} = \sigma \frac{z_s \cdot u'_m}{q}$, falls u'_m der mittlere Umfang einer Hauptstromspule ist[3]) (alle Spulen hintereinander).

[1]) Für solche Niederspannungsmaschinen lassen sich wohl nur Metallbürsten verwenden, es empfehlen sich gute Kupfergewebebürsten vielleicht mit etwas Graphitbeimengung bei losem Auflagedruck. Messingbandbürsten (Messingblattbürsten, Boudreauxbürsten) eignen sich sehr schlecht dafür, da dabei eigentümliche gegenelektromotorische Kräfte auftreten, welche die Maschine unbrauchbar machen können. Die Dimensionierung des Kommutators und der Ankerwicklung für solch hohe Stromstärken muß reichlich geschehen, die Verbindungen und Lötungen sind sorgfältig auszuführen. Man verwende möglichst mehrere Kommutatoren und viele Bürstenspindeln (hohe Polzahl) und sei auf gute Ventilation bedacht.

[2]) u_m mittlerer Umfang in m, q_n Drahtquerschnitt in mm²; alle Spulen in Serie.

[3]) u'_m ist $\backsim = u_m$, wenn die Hauptstrom- und Nebenschlußspulen über- oder untereinander getrennt liegen; wickelt man aber die Serienspule auf die Neben-

f) Polschuhverluste von Nutenankern.

Die Feldverteilung am Polrand einer Maschine mit Nutenanker verläuft nach Fig. 261; die Induktion schwankt mit der Zahn- und Nutzahl von einem Maximum B_{max} zu einem Minimum B_{min} periodisch hin und her. $B_y = \frac{B_{max} - B_{min}}{2}$ hängt von δ, b_n und τ_z ab. Setzt man $\frac{B_{max} + B_{min}}{2} = B_m$ und $\delta' = \sqrt{\left(\frac{b_n}{2}\right)^2 + \delta^2}$, so kann man annehmen, daß angenähert[1])

$$B_y = B_m \frac{\delta' - \delta}{\delta' + \delta} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 167)$$

ist. Sofern die Polschuhe und Pole massiv sind, induziert nun diese Feldfluktuation am Polrand mit der Amplitude B_y Wirbelströme in der Achsrichtung der Polschuhe, die aber nicht allzutief in denselben ein-

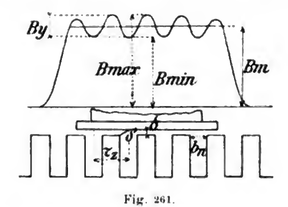


Fig. 261.

dringen, da sie selbst als kräftige Dämpfer oder Gegen-AW ausgleichend wirken. Prinzipiell läßt sich sagen, daß die Fluktuationen so weit eindringen, bis die Gegen-AW der Wirbelströme so groß geworden sind, daß sie einen periodischen Gegenflux mit der Amplitude B_y erzeugen können[2]). Erfahrungsgemäß fallen die Verluste und die dadurch erzeugte Polschuherwärmung nicht groß aus, falls $\tau_z < 3\,\delta$; bei sehr großen Frequenzen $\left(\frac{u\,n_z}{60}\right)$ kann es allerdings ratsam werden, nicht über $\tau_z = 2\,\delta$ zu gehen. Nach meiner Erfahrung kann man den Zusammenhang zwischen

schlußspule, so ist $u'_m > u_m$, z. B. bei einem Kreis $u'_m = \pi (D + 2x + 2a + a')$ (siehe S. 92), wenn a' die Wickeltiefe der Serienspule ist. Sind die Serien- oder Nebenschlußspulen in Gruppen geschaltet, so sind die Formeln für w_n und w_s entsprechend zu modifizieren.

[1]) Für $B_m = 6000$, $\delta = 5$, $b_n = 10$ mm ist z. B. $\delta' = 1{,}4\,\delta$ und $B_y = 0{,}16_6 \cdot B_m = 1000$.

[2]) Dettmar gibt E. T. Z. 1900 an, daß die Fluktuationen auf eine Tiefe $= 2\,b_n$ in den Pol eindringen, damit lassen sich allerdings die Verluste immer noch nicht ermitteln, da das Gesetz der Abnahme von B_y mit der Tiefe des Eindringens in den Pol nicht bekannt ist.

b_z, τ_z, b_n und δ bei praktisch genügend kleinen Polschuhverlusten in nachstehender Weise fassen:

	$b_z = 1$	2	3	5 und mehr mal δ
	$\tau_z \leqq 2,5$	2,7	2,8	5 mal δ
also	$b_n = 1,5$	0,7	0,2	0 [1]) mal δ.

Rechnerisch läßt sich zunächst sagen, daß der Polschuhverlust A_p ist [2])

$$A_p = c \,.\, B_y^2 \,.\, n^2 \,.\, V_p = c \,.\, B_y^2 \left(\frac{u\, n_z}{60}\right)^2 . V_p \quad \ldots \ldots \quad 168)$$

wenn n die Periodenzahl der Wirbelströme (n_z = Nutzahl) und V_p das in Mitleidenschaft gezogene Gesamtvolumen ist. c hängt jedenfalls von der Permeabilität μ und dem elektrischen Widerstandskoeffizienten σ der Polschuhe ab (A_p steigt mit größerem μ und kleineren σ) und V_p ist proportional den gesamten Polschuhflächen F_p. Es ist beachtenswert, daß die Nutfrequenz

$$\frac{u\, n_z}{60} = \frac{v}{\tau_z}$$

ist, also mit der Umfangsgeschwindigkeit v des Ankers wächst und mit wachsender Zahnteilung τ_z abnimmt. Nach El., World, 30. Nov. 1901, soll in Watt

$$A_p = 4,7 \,.\, B_y^2 \,.\, D_a^2 \,.\, u^{3/2}\, \mu^{-1/2}\, n_z^{-1/2} \,.\, F_p \,.\, 10^{-10} \quad \ldots \quad 169)$$

sein, falls D_a = Ankerdurchmesser und $F_p = 2\,p\,P\,l$ in c ausgedrückt sind. Die Abhängigkeit von $\mu^{-1/2}$ bestätigt sich aber experimentell nicht, dagegen läßt sich setzen

$$A_p = c' \,.\, B_y^2 \,.\, D_a^2 \,.\, u^{3/2} \,.\, n_z^{-1/2} \,.\, F_p \quad \ldots \ldots \quad 170)$$

wobei

$$\left.\begin{array}{l} c' = 0,35 \,.\, 10^{-13} \text{ für Stahlguß,} \\ c' = 0,27 \,.\, 10^{-13} \text{ für Gußeisen.} \end{array}\right\} \text{experimentell}$$

Etwas genauer als Formel 167 ist

$$B_y = \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{\sqrt{4 + \left(\frac{b_n}{\delta}\right)^2}}\right) B_{max} \quad \ldots \ldots \quad 171)$$

$$= (1/2 - C)\, B_{max} = \frac{1/2 - C}{1/2 + C}\, B_m \quad \ldots \ldots \quad 172) [3])$$

Praktisch ist folgender Weg zu empfehlen, falls man nicht lamellierte Polschuhe verwendet: Man rechnet sich B_y aus und läßt es nie größer werden als wenige Prozent von B_m, wobei man keine Gefahr läuft, nennenswerte Verluste zu bekommen [4]).

---

[1]) D. h. wenn $b_z > 5\,\delta$, muß man unbedingt geschlossene Nuten oder lamellierte Polschuhe verwenden.

[2]) Steinmetz setzt in seinem Werke „Electrical Engineering"

$$A_p = V_p \,.\, \frac{v^2 B_y^2 \,.\, 10^{-16}}{\sigma},$$

$\sigma = 20 \,.\, 10^{-6}$ für Stahl, $100 \,.\, 10^{-6}$ für Gußeisen, v die Ankerumfangsgeschwindigkeit in c. V_p in c^3 sei höchstens auf eine Tiefe = dem Luftspalt zu berücksichtigen.

[3]) Für den in Anm. 1 S. 190 gegebenen Fall wird nach 172)

$$B_y = 0,16\, B_m = 980.$$

[4]) Ein interessantes Beispiel einer Maschine mit bedeutenden Polschuhverlusten ist nachstehend angeführt:

Die Polschuhverluste werden durch die bei Belastung eintretende Feldverzerrung insofern vergrößert, als an einer Polspitze die Induktion auf

$$B_{max} = B_m + B_x,$$

an der anderen allerdings auf

$$B_{min} = B_m - B_x$$

reduziert wird. Daher rührt die Erscheinung, daß die ablaufende Polspitze heiß wird, während die andere kalt bleiben kann.

Die Polschuhverluste lassen sich in der Regel bei gegebener Nutzahl durch Verwendung nahezu geschlossener Nuten oder durch Aufbringen zahlreicher Stahldrahtbandagen reduzieren; man macht aber damit die Maschine funkenempfindlicher.

33. Reibungsverluste.

g) Bürstenreibung.

Die Bürstenreibungsarbeit A_b in Watt ist

$$A_b = 9{,}81 \cdot v_k \cdot F \cdot k \cdot f. \qquad 173)$$

wenn v_k die Kommutatorgeschwindigkeit in m Sek., F die gesamte Bürstenfläche (alle Bürsten auf allen Spindeln), k der Bürstendruck in kg pro c^2 und f der Reibungskoeffizient ist. Für Kupferbürsten ist gewöhnlich[1])

$k = 0{,}10$ bis $0{,}15$ kg/c^2, $f = 0{,}25$ bis $0{,}35$,

für Kohlenbürsten gilt

$k = 0{,}10$ bis $0{,}15$ kg/c^2, $f = 0{,}20$ bis $0{,}30$ (bei weichen Graphitbürsten $0{,}30$ bis $0{,}40$).

Eine sechspolige Maschine mit 880 mm Ankerdurchmesser;

$$u = 650;\ B_m = 9000;\ n_z = 133;\ b_n = 11;\ \delta = 4{,}5;\ \tau_z = 20{,}5$$

und einer einfachen Polfläche von 300 × 270 mm ergab an gesamten Eisenverlusten (Anker + Polschuhe)

bei massiven	Stahlgußpolschuhen	17,9 KW
„ geschlitzten	„	17,2 „
„ massiven	Gußeisenpolschuhen	14,8 „
„ lamellierten	„	7,75 „

Für $B_m = 5800$ sind die Verluste in gleicher Reihenfolge: 5680, 5350, 5100, 3450 Watt. Die Polschuhverluste lassen sich als Differenz ausrechnen, wenn man sie bei lamellierten Polschuhen gleich Null setzt. Die bei der höheren Induktion erforderlichen Feld-AW sind bei großen Polschuhverlusten höher als bei kleinen, sie sind in gleicher Reihenfolge 7520, 7070, 9580, 7180; bei der niedrigen 2820, 2740, 3220, 2600. B_{Pol} ist im ersten Fall ca. 16500, im zweiten ca. 10700. Man beachte auch die Behandlung dieser Frage in Steinmetz Electrical Engineering S. 184.

[1]) Der Reibungskoeffizient sinkt mit > v_k, er ist

$$f\left(1 - \frac{200\,v_k - 1000}{8000}\right),$$

wenn f für 5m gilt. Durch Oelen kann f auf über die Hälfte sinken. f ist für tangentielle Kohlenbürsten nur etwa ²/₃ des Wertes für radiale Kohlenbürsten (obige Werte).

Für Straßenbahnmotoren und andere transportable Typen kann k zwei- bis dreimal größer sein. Am wirtschaftlichsten ist es für die gesamten Kommutatorverluste, die Ohmschen Verluste (siehe S. 187) bei Vollast gleich den Reibungsverlusten zu machen. Daraus ergibt sich als günstigste Bürstenfläche in c^2

$$\frac{F}{2p} = \frac{J_a}{a}\sqrt{\frac{w_u}{9{,}81 \cdot k \cdot f \cdot v_k}}.$$

Die gesamten Kommutatorverluste sind insbesondere bei Niederspannungsmaschinen von 120 Volt und weniger, sowie bei Verwendung von Kohlen-

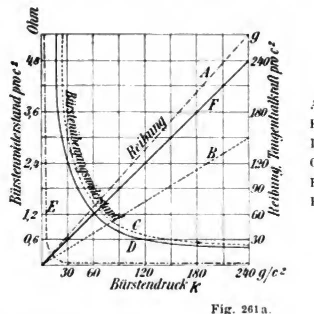


Fig. 261a.

bürsten sehr bedeutend, 2 % der Leistung und mehr, während sie bei Metallbürsten häufig kaum $1\frac{1}{2}$ % betragen. Während die Ohmschen Verluste am Kommutator durch Oelen eher etwas vergrößert werden, nimmt die Reibung stark ab. Der Einfluß der Größe des Druckes k, mit dem die Bürsten aufgedrückt werden, geht aus Fig. 261a hervor[1]). Radiale Kohlenbürsten haben danach größere Reibungsverluste als tangentiell aufgelegte, aber kleineren Ohmschen Verlust.

h) Die Lagerreibung.

Die Lagerreibung hängt für Gleitlager ab von den Zapfenabmessungen d_z und l_z (Durchmesser und Länge), vom Material des Zapfen und der Schale, von der ganzen Lagerkonstruktion (Ringschmierung), von der Oelsorte, von der Zapfengeschwindigkeit v_z, von der Temperatur des Lagers, aber innerhalb praktischer Grenzen wenig von dem spezifischen Druck des Lagers $k = \frac{R}{d_z\, l_z}$ (R = Lagerdruck.) Das Produkt k mal μ

[1]) Cox und Buck El. World 95.

(μ = Reibungskoeffizient) ist innerhalb weiter Grenzen (bis $k = \sim 30$ bis $45\ kg/c^2$) konstant, auch das Produkt $\mu\, k\, T_z$, worin T_z die Zapfentemperatur bedeutet, ist praktisch konstant.

Dettmar hat folgende drei Leitsätze für Lager angegeben:

a) Die Lagerreibungsarbeit wächst bei konstanter Lagertemperatur mit der 1,5ten Potenz der Tourenzahl.

b) Die Lagerreibungsarbeit ist unabhängig von der Belastung der Maschine und von der Anspannung des Riemens, d. h. es gibt keine zusätzlichen Reibungsverluste.

c) Die Temperaturzunahme eines Lagers hängt lediglich von der gewählten Wellengeschwindigkeit ab und ist insbesondere unabhängig von der Länge des Lagers.

Es ist nunmehr die Reibungsarbeit [1])

$$A_R = 9{,}81\, \mu\, R v_z \text{ Watt} \quad \ldots \ldots \quad 174)$$

(R in kg, v_z in m/Sek.)

Der Reibungskoeffizient μ ist

$$\mu = c' \frac{\sqrt{v_z}}{k\, T_z} \quad \ldots \ldots \quad 175)$$

(T_z Temperatur des Lagerzapfens), so daß

$$A_R = 9{,}81 \frac{c'''\, d_z\, l_z\, v_z^{3/2}}{T_z} \quad \ldots \ldots \quad 176)$$

oder auch

$$A_R = \gamma\, d_z\, l_z\, v_z^{3/2} \quad \ldots \ldots \quad 177)$$

oder auch in Abhängigkeit der Außentemperatur T (umgebende Luft)

$$A_R = \frac{-T + \sqrt{T^2 + 12\, c'\, c''\, v_z^{3/2}}}{0{,}64\, c'}\, d_z\, l_z. \quad \ldots \quad 178)$$

$c' = \sim 25$, $c'' = \sim 0{,}5$, $c''' = \sim 2{,}6$, $\gamma = \sim 0{,}7$ (für $T_z = \sim 40^0$), d_z, l_z in c und v_z in m/Sek. Gl. 177) mit $\gamma = 0{,}7$ ist die bequemste für den Gebrauch [2]).

[1]) Für ringförmige Spurzapfen mit dem Außenradius r_a und dem Innenradius r_i ist

$$A_R = 9{,}81 \cdot {}^2/_3\, \mu \frac{R}{r_a} \frac{r_a^3 - r_i^3}{r_a^2 - r_i^2} v_z, \text{ wobei}$$

$$v_z = \frac{2\, r_a\, \pi}{60} u.$$

[2]) Um überschlägig A_R berechnen zu können, ermittle man den maximalen Wellendurchmesser d_{max} aus

$$d_{max} = 18 \text{ bis } 23 \sqrt[3]{\frac{KW}{u}}.$$

d_z ist auf der Riemenscheibenseite etwa $0{,}9\, d_{max}$, auf der Kommutatorseite etwa $0{,}7$ bis $0{,}8\, d_{max}$ und l_z ermittle man ungefähr aus der folgenden Tabelle:

d_z =	20	50	100	200	500 mm
$l_z : d_z$ =	3,5	3	2,5	2	1,5.

Die Werte A_R von Kugellagern sind wesentlich geringer als für Gleitlager, $\frac{1}{2}$ bis $\frac{1}{4}$ obiger Werte. Ein 500touriger 20 PS-Motor ergab z. B. bei sonst gleichen Abmessungen für verschiedene Lageranordnungen folgende Lagerreibungseffekte:

Dochtschmierung	430 Watt,
Ringschmierung	300 „
Kugellager	110 „

Der Wert der Lagerreibung von Gleitlagern ist beim Anfahren viel größer als angegeben (fünf- bis zehnmal größer), erst nach Stunden wird er stationär. Die Erscheinung entfällt bei Kugellagern.

h') Die Luftreibung A_L.

A_L hängt von den Umfangsgeschwindigkeiten und den Angriffsflächen in Richtung der Bewegung, von den verschiedenen Ventilationsquerschnitten und der Führung der Luft im allgemeinen ab. Während sie bei langsamlaufenden Typen verschwindend klein sein kann, erreicht sie bei raschlaufenden Typen Werte = 10 bis 100 % der Lagerreibung A_R. Ueberschlägig könnte man setzen

$$A_L = c \,.\, \Sigma F_l \,.\, v^x \text{ Watt}, \quad \ldots \ldots \quad 179)$$

wo F_l die einzelnen Windflächen in Quadratmeter, v die zugehörigen Geschwindigkeiten in m/Sek. und $x = 2{,}5$ bis $3{,}5$ $c = \sim 0{,}3$ für $x = 3$ ist.

Eine 150 PS-Maschine mit 500 Touren ergab z. B. einen Verlust für Luft- und Lagerreibung = 2600 Watt, während die Lagerreibung allein, die sich durch Verstopfen aller Luftkanäle ermitteln ließ, 1700 Watt war (A_L = 900 Watt = 53 % von A_R). An dieser selben Maschine ergab sich als Koeffizient für den Ausdruck $A_L = C \,.\, v^x = \sim C' \,.\, u^x$ statt 3 wie oben der Wert 3,5. Dettmar vermutet, dass x in der Regel etwa 2,5 sei [1]).

Die Luftreibung wird besonders groß bei Anwendung von vielen Luftkanälen, Luftschaufeln und besonders bei gewissen Seitenwicklungen mit Evolventenbügeln, die direkt als Ventilatorschaufeln wirken.

In Fig. 262 ist nach O. Lasche in Abhängigkeit der Zapfengeschwindigkeit v_z, d. h. der Tourenzahl, das für Lager- und Luftreibung

---

[1]) Für Schwungräder von Dampfmaschinen mit A_p PS setzt man die Luftreibung $\frac{A_p\, u^2}{700\,000}$ in PS. Ein passender Ausdruck für A_L in Watt ist ev. auch

$$A_L = c\, u^2\, d^3\, (l_a + c'\, l_x) = C\, v^2\, d\, (l + c''\, \tau)$$

worin d der Ankerdurchmesser, l_a die Ankerlänge, l_x die freie Wickellänge axial (S. 228) und τ die Polteilung alles in mm ist. Angenähert ist $c'' = 1{,}6$; $c' = 5$; $c = 2{,}5 \,.\, 10^{-9}$; $C = 9 \,.\, 10^{-11}$.

aufzuwendende Drehmoment in Summa und einzeln aufgeführt. Man ersieht daraus, daß bei hohen Tourenzahlen die Luftreibung die Lagerreibung um ein Beträchtliches überwiegen kann.

34. Wirkungsgrad.

Von den oben behandelten Verlusten bleiben die folgenden bei Leerlauf und Vollast angenähert konstant (Leerverluste), sofern es sich um Maschinen für konstante Tourenzahl und Spannung handelt:

Eisenverluste + Nebenschlußerregung + Lager-, Bürsten- und Luftreibung.

Eigentliche Lastverluste sind die

Ohmschen Verluste im Anker und am Kommutator + Serienerregung.

Dazu treten noch zusätzliche Eisen- und Wirbelstromverluste.

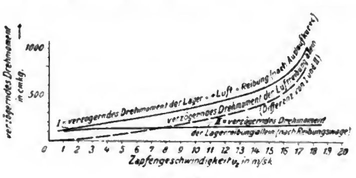


Fig. 262.

Bei genauen Berechnungen hat man für jede Belastung die einzelnen Verluste, auch die sogen. Leerverluste, besonders die Eisen- und Erregerverluste getrennt zu ermitteln.

Der Wirkungsgrad η ist bei einer Dynamo

$$\eta = \frac{A_s}{A_s + A_v}, \quad \ldots \ldots \ldots \quad 180)$$

falls A_s die abgegebene Leistung, A_v die Verluste und $A_s + A_v$ die zugeführte Leistung ist. Das Maximum des Wirkungsgrades liegt da, wo die (konstanten) Leerverluste gleich den variablen Lastverlusten sind[1]). Das Verhältnis $\frac{\text{Lastverluste}}{\text{Leerverluste}}$ liegt bei Vollast zweckmäßig zwischen 1 und 2.

---

[1]) Es ist nämlich

$$\eta = \frac{E_k \cdot J}{E_k J + C \cdot J^2 + C_k} = \frac{E_k}{E_k + CJ + \frac{C_k}{J}}$$

falls CJ^2 die Lastverluste, C_k die konstanten Verluste sind. η wird ein Maximum für

$$\frac{d\left(E_k + CJ + \frac{C_k}{J}\right)}{dJ} = o = C - \frac{C_k}{J^2}.$$

Es ist ratsam, die Leerverluste klein zu halten, weil dann auch bei Teillasten der Wirkungsgrad groß ist und bei Kapslung die Leistung weniger reduziert wird.

Man trägt sich zweckmäßig für eine zu untersuchende Maschine die einzelnen Verluste als Kurven in Abhängigkeit der Belastung auf (Fig. 263); aus diesen Kurven ergibt sich mit Leichtigkeit der Verlauf des Wirkungsgrades. Das Maximum entspricht der Stelle, an der eine Ursprungstangente die Kurve „Totalverluste" berührt[1].

Bei der Dynamo werden die Eisenverluste direkt durch die von der Welle zugeführte Energie gedeckt, während für die Erregung erst ein

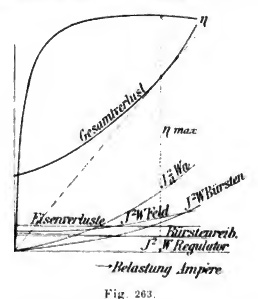


Fig. 263.

parallel vom Hauptstrom abgezweigter Nebenstrom erzeugt werden muß. Für die Ohmschen Verluste muß erst ein gewisser Teil der elektromotorischen Kraft induziert werden, der dann als Spannungsabfall verloren geht. Außerdem wirken aber die Wirbelströme noch als Gegen-AW, als Reaktion. Beim Motor sind die Eisenverluste wie die Erregung durch Nebenströme aufzubringen. Die Verluste wirken demnach als Spannungsabfälle, als Nebenströme und als Gegen-AW. — Der Wirkungsgrad η steigt mit der Größe der Maschine, die Zunahme wird aber mit steigender Leistung der Typen immer geringer[2]. Jackson gibt die Beziehung

$$\eta = 200 - \frac{100 \,.\, PS}{\sqrt[3]{G}},$$

wenn PS die Maschinenleistung und G das Gewicht in kg ist.

[1]) Da bei konstanten E_k

$$\eta = \frac{c \,.\, J}{c \,.\, J + A_v} = \frac{c}{c + \frac{A_v}{J}}.$$

η wird ein Maximum, wenn $\frac{A_v}{J}$ ein Minimum, was für die obige Tangente der Fall ist.

[2]) Siehe Fig. 5 und 6.

Bei Serienmaschinen mit konstanter Tourenzahl sind die Eisenverluste variabel, sie steigen mit der Belastung entsprechend der zunehmenden Stromstärke und Klemmenspannung E_k, $A_H + w = c_1 E_k^{1,6} + c_2 E_k^2$. Bei variabler Tourenzahl wird $A_H + w = c_1 u E_k^{1,6} + c_2 u^2 E_k^2$ (siehe unter Motoren). — Es ist zu beachten, daß durch beliebige Vergrößerung der Abmessungen und durch Verringerung der elektrischen und magnetischen Beanspruchungen sich der Wirkungsgrad keineswegs ins Ungemessene treiben läßt; es läßt sich im Gegenteil durch gedrängten, rationellen Bau unter Weglassung alles Ueberflüssigen und bei äußerst sorgfältiger Auswahl der verwendeten Materialien viel mehr erreichen. Eine bessere Eisenblechsorte mit kleinerem Hysteresisverlust pro Kilogramm macht sich fast allgemein selbst bei höherem Einkaufspreis vollauf bezahlt.

Durch zweckmäßige Konstruktion sind alle auf S. 186 erwähnten zusätzlichen Verluste zu vermeiden. Man soll sich nie auf Kosten der Betriebssicherheit winzige Vorteile bezüglich des Wirkungsgrades erkaufen.

Nachstehend gebe ich einige Anhaltspunkte über die Verteilung der Verluste für vier verschiedene Typen üblicher Tourenzahl. Die Werte bedeuten Prozente der zugeführten Leistung ($A_s + A_v$). Die drei kleineren Typen sind mit zwei Lagern, die große ohne Lager gerechnet.

	½—2 KW		10—15 KW		50—100 KW		300—500 KW
	115	230 V.	115	550 V.	115	550 V.	550 V.
	%		%		%		%
Eisenverluste . . .	4—10		3—6		2—4,5		1,5—3
Anker $J_a^2 w_a$ . . .	4—10		3—6		2—4,5		1,5—3
Feld[1]) $J_n^2 w_n$ . . .	3—10		1,5—5		1—3		0,7—2,5
Bürsten[2]) $J_a^2 w_k$ . .	2—7	1—4	1—3,5	0,7—2	0,8—2,5	0,4—1,5	0,2—1
Bürstenreibung . .	2—7	1—4	1—3,5	0,7—2	0,8—2,5	0,4—1,5	0,3—1
Lager- und Luftreibung	3—6		2—4		1—2		

Für Ueberschlagsrechnungen nehme man das Mittel aus je zwei der obigen Grenzwerte. Ueber 500 KW werden die Verhältnisse nicht mehr nennenswert besser.

Bei 230 Volt sind die Ohmschen Verluste und die Reibungsarbeit am Kommutator 20 bis 50 % größer als bei 550 oder 440 Volt, um etwa ebensoviel sind diese Werte bei 115 Volt höher als bei 230 Volt.

[1]) Total Nebenschluß- und Serienwicklung samt Rheostat.

[2]) Immer Kohlenbürsten vorausgesetzt. In vielen Fällen ist
Anker $J_a^2 w_a = 2$. Bürsten $J_a^2 w_k$.

Um riemengetriebene Maschinen mit direkt gekuppelten vergleichen zu können, ist es von Wert, die Riemenverluste zu kennen[1]):

	Riemenverlust
Horizontaler Riemen	5 bis 10% der übertragenen Leitung
Vertikaler Riemen	7 bis 12% "
1 Vorgelege und horiz. Riemen .	10 bis 15% "
1 Vorgelege und vertikal. Riemen	12 bis 20%. "

Kennt man den Wirkungsgrad $\eta_{1/1}$ bei Vollast d. h. für A KW und ist dabei $c = \frac{\text{Lastverluste}}{\text{Leerverluste}}$, so ist für irgend eine andere Belastung $\frac{A}{x}$ KW

$$\eta_x = 1 - \frac{1 - \eta_{1/1}}{1 + c}\left(x + \frac{c}{x}\right).$$

Für übliche Verhältnisse ist

$$\eta_x = c' \cdot \eta_{1/1} - (c' - 1)$$

wobei

für $^3/_4$ und $1^1/_2$	$^5/_4$	$^1/_2$	$^1/_4$ der Vollast
$c' = 1{,}1 \div 1{,}3$	$1 \div 1{,}1$	$1{,}4 \div 1{,}8$	$2 \div 3$

ist.

[1]) Nach Wiener.

X. Erwärmung der Dynamomaschinen.

35. Erwärmungsgleichungen.

Der gegen hohe Temperaturen empfindlichste Teil einer Dynamo ist die Isolation der Wicklungen. Bei einer Erwärmung von 100° und darüber fangen Baumwolle und Leinwand an zu verkohlen, andere Stoffe wie Glimmer und Asbest halten dagegen viel höhere Temperaturen aus. Bei allen Isolationsmaterialien sinkt aber mit steigender Temperatur die Isolationsfähigkeit ganz wesentlich, wenn man von der Erscheinung zunächst absieht, daß mäßige Erwärmung die Feuchtigkeit aus Wicklungen fernhält und damit den Isolationszustand verbessert. Für Wicklungen im Anker und Feld hat man deshalb die eigentliche Temperatur an den wärmsten Stellen möglichst unter 100°, die Uebertemperatur unter 60 bis 70° zu halten.

Sollen die Wicklungen durch Mitteilung nicht heißer wie erwähnt werden, so darf auch die Temperatur des umgebenden Eisens im Anker, in den Zähnen und an den Polschuhen nicht nennenswert höher sein, wobei überdies für das Ankereisen zu beachten ist, daß die andauernde Einwirkung hoher Temperaturen eine Erhöhung der Hysteresisverluste, das sog. Altern bedingt, das allerdings mehr bei Transformatoren als bei Dynamos zu fürchten ist. Im Interesse der guten Beschaffenheit von Oel, Zapfen und Lagerschalen ist es zweckmäßig, die Lagertemperatur ebenfalls auf etwa 100° alleräußerst zu beschränken, also nicht mehr als 70° Uebertemperatur, möglichst sogar nicht mehr als 30 bis 40° zuzulassen. Häufig lauten die Lieferungsvorschriften direkt so, daß kein Teil der Dynamo eine höhere Uebertemperatur als 40° C. erreichen sollte. Ist die Raumtemperatur höher als 30 bis 35°, so sollte man geringere Uebertemperaturen vorschreiben. Dieselbe Dynamo wird bei einer kleineren Raumtemperatur eine geringere Erwärmung zeigen als bei einer hohen, weswegen man in Amerika folgende Bestimmung aufstellt: Ist die Raumtemperatur größer als 35°, so ist für jeden Grad mehr eine um ½% höhere Temperaturzunahme über die garantierte zuzulassen. Selbst wenn die für eine Dynamo verwendeten Materialien

sämtlich anstandslos Temperaturen von 100° und mehr aushalten, so sollte man wegen der erforderlichen Bedienung der Maschine und der damit verbundenen Gefahr keine Temperatur zulassen, welche ein Berühren der Maschine ausschließt, und das ist bei Temperaturen über 80 bis 100° schon der Fall[1]).

Die in einem ruhenden Maschinenteil erzeugte Wärme wird teilweise von demselben absorbiert, teilweise geht sie durch Leitung und Strahlung nach außen. Werden z. B. in einer Masse vom Gewicht G, der spezifischen Wärme s, dem Wärmeabgabekoeffizienten λ, der ausstrahlenden Oberfläche F in c² während t Sek. A Watt in Wärme umgesetzt, so gilt für die Uebertemperatur T der Maße über Außenluft

$$A \cdot t = \beta \left[T \cdot s \cdot G + \lambda F \int_0^t T\, dt \right] (= \text{Absorption} + \text{Ausstrahlung}), \quad 181)$$

oder die Uebertemperatur verläuft nach dem Gesetz

$$T = \frac{A}{\beta \lambda F} \left(1 - \varepsilon^{-\frac{\lambda F}{s G} t} \right), \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 182)$$

$\beta = {}^1/_{4200} \left(= \frac{1 \text{ Joule}}{1 \text{ gr. W.-E.}} \right)$. Für $t = \infty$, d. h. schon für eine verhältnismäßig hohe endliche Zeit (2 bis 20 Stunden) hört die Wärmeabsorption auf und es bleibt nur Leitung und Strahlung und damit als Endtemperatur über Außenluft[2])

$$T_e = \frac{A}{\beta \lambda F} \quad \text{oder} \quad T_e = C \frac{A}{F}. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 182a)$$

---

[1]) Bei der scharfen Konkurrenz, die wir zur Zeit haben, geht man vielfach mit der Erwärmung bis hart an die von den Verbandsnormalien vorgeschriebenen Grenzen, was gerade nicht empfehlenswert ist. Amerikanische Firmen bauen, um allen Fällen gerecht zu werden, ihre Maschinen listenmäßig für 2 bis 3 verschiedene Temperaturerhöhungen z. B. für + 45° C., + 40° und + 35°. Dasselbe Modell leistet dann z. B. 240, 220 und 200 KW bezw. 30, 27 und 25 PS.

[2]) Nach Hütte I gilt für den Wärmeübergang von einer Wand nach der Luft die Beziehung

$$Q_n = \alpha F \cdot t \cdot T_e,$$

wobei α dem obigen Wert βλ entspricht, Q_n = Wärmeeinheiten, t in Stdn., F in m².

Numerisch ist α = 4 (für ruhende Flächen) und

$$\alpha = 2 + 10 \sqrt{v} \quad \text{für strömende Luft (v in m/Sek.)}.$$

Damit ergibt sich für C in Gl. 182 C = 2200 und für $v > 0$ $C = \frac{4400}{1 + 5\sqrt{v}}$.

Die Strahlung ist in einfacher Weise kaum zu berücksichtigen; das zuverlässigste Strahlungsgesetz lautet, die Wärmemenge Q in W-E, die eine Fläche in t Stdn. ausstrahlt, ist, falls die Uebertemperatur $T_e = T_1 - T_0$ gesetzt wird (T_1 Temperatur des Körpers, T_0 die der Umgebung),

$$Q_s = C' \cdot F \cdot t \left[\left(\frac{273 + T_1}{100} \right)^4 - \left(\frac{273 + T_0}{100} \right)^4 \right].$$

C' ist für nicht glänzende Flächen = ∾ 4, kann aber mit dem Glanz bis auf 0,4

Die Beziehung 182 läßt sich damit schreiben

$$T = T_e \left(1 - \varepsilon^{-\frac{t}{\tau}}\right) \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 183)$$

oder auch für die Erwärmungszeit zur Erreichung von T° Uebertemperatur

$$t = \tau \ln \left(\frac{T_e}{T_e - T}\right). \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 183\,a)$$

$$\tau = \frac{s\,G}{\lambda\,F} = t : \ln \left(\frac{T_e}{T_e - T}\right)$$

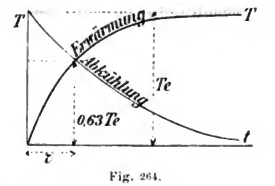


Fig. 264.

ist ein Maß für die Zeit, nach der die Temperatur annähernd konstant wird. Trägt man die Temperatur T (Fig. 264) in Abhängigkeit der Zeit t auf, so ist $t = \tau$ für

$$T = T_e \left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right) = \backsim 0{,}63\ T_e.$$

Für $t = c \, . \, \tau$ sei T_e bis auf 1% seines Vollwertes erreicht, also

$$T = T_e \left(1 - \frac{1}{\varepsilon^c}\right) = \backsim 0{,}99\ T_e,$$

womit es erwiesen ist, daß die Zeit t, nach der allgemein die Endtemperatur auf 1% eingetreten ist,

$$= c \, . \, \tau = \frac{\log 100}{\log \varepsilon} \tau = 4{,}6\ \tau,$$

also nur von τ abhängig ist. Ebenso findet sich für die Zeit t', die zur Erreichung von $0{,}95\ T_e$ erforderlich ist, der Wert

$$t' = c' \tau = \frac{\log 20}{\log \varepsilon} \tau = 3{,}0\ \tau.$$

---

sinken. Faßt man Strahlung und Uebergang zusammen, so wird die Gl. 182 ersetzt durch

$$0{,}87\,A = \frac{\alpha\,F}{1000}(T_1 - T_0) + \frac{C'.\,F}{10000}\left[\left(\frac{273 + T_1}{100}\right)^4 - \left(\frac{273 + T_0}{100}\right)^4\right].$$

Diese Gleichung wäre nach T_1, der gesuchten Temperatur des Maschinenteils, aufzulösen; T_0, die Außentemperatur, ist als bekannt angenommen.

Die Abkühlung erfolgt[1]) nach einer ganz gleichartigen Kurve (Fig. 264, abfallende Kurve)

$$T = T_e \varepsilon^{-\frac{t}{\tau}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 184)$$

Die Endtemperatur T_e wird je nach Größe der Maschine meist praktisch nach 2 (kleine Typen) bis 20 Stunden (sehr große Typen) erreicht. Nach 1 Stunde erreicht man etwa

$$T = \frac{T_e}{2} \text{ bis } \frac{T_e}{3}.$$

Allgemein sind zur Erreichung der Endtemperatur T_e auf a % folgende Zeiten erforderlich $\left(t = \tau \ln \frac{100}{a}\right)$:

a =	50	20	10	5	4	3	2	1	0,5
t	0,69 τ	1,61 τ	2,30 τ	3,00 τ	3,22 τ	3,51 τ	3,91 τ	4,60 τ	5,30 τ

τ das Verhältnis der Wärmeaufspeicherungsfähigkeit: Wärmeabgabefähigkeit läßt sich aus der spez. Wärme[2]) s, dem Gewicht G in kg, dem Wärmeabgabekoeffizienten λ und der ausstrahlenden Oberfläche F berechnen oder für $T = 0{,}63\ T_e$ aus der experimentell bestimmten Erwärmungskurve entnehmen. τ läßt sich auch umformen, nämlich

$$\tau = \frac{s\,G}{\lambda\,F} = \frac{G^{kg} \cdot s \cdot T_e \cdot 4{,}16}{A^{Watt}}\,10^{-3} \text{ in Sekunden.}$$

Außer dem Wärmeübergang, der Wärmestrahlung und der Wärmeabsorption (Kapazität) spielt noch der Wärmedurchgang eine Rolle in

[1]) Nach der Abkühlungszeit aufgelöst gibt sich

$$t = \tau \ln \frac{T_e}{T}.$$

[2]) Für hier in Betracht kommende Materialien ist

s	Material
0,11—0,12	Eisen und Stahl } pro g
0,9	Kupfer } pro g
0,4	Oel } pro g
1	Wasser } pro g
0,24	Luft (pro c³)

$\lambda = \sim \frac{1}{C \cdot \beta} = 1{,}9$ (F in c²) für $v = 0$ bezw. $1 + 5\sqrt{v}$ für $v \geq 0$.

τ ist für Gleichstrommaschinen etwa von der Größenordnung 1 bis 10 Stunden, der kleinere Watt für kleine luftige Typen, der größere für große oder abgeschlossene Typen.

Fällen, in denen die Wärme teilweise im Innern der Maschinenteile erzeugt wird, wie dies besonders bei Erregerspulen und für die Eisenverluste der Anker der Fall ist. Es ist dann unbedingt ein Temperaturgefälle von innen nach außen erforderlich. Für die Beurteilung einer Maschine, besonders der Wicklungen, wäre es nun von größtem Wert, diese inneren, maximalen Temperaturen im voraus berechnen zu können, da sie die Leistungsbegrenzung bedeuten und häufig beträchtlich verschieden sind von den Wandtemperaturen. Es ist dies aber nur schätzungsweise möglich[1]).

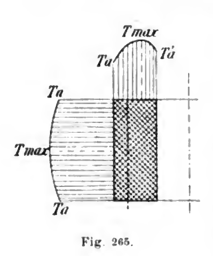


Fig. 265.

Obwohl die Abkühlung von ganz schwarzen (rußigen) Flächen beiläufig 10 bis 20 % besser ist als von glänzenden Flächen, so spielt doch für die Dynamomaschinen die Farbe des Anstrichs (überhaupt die Strahlung) keine große Rolle. Man sollte nur metallglänzende Flächen vermeiden, ein dunkler Ton ist am besten.

36. Erwärmung der Feldspulen.

Die Temperatur einer Feldspule ist in den verschiedenen Teilen stark variabel; sie ändert sich in zwei zueinander senkrechten Ebenen etwa nach Fig. 265. Man kann drei beachtenswerte Temperaturerhöhungen über Außenluft unterscheiden: T_{max} die maximale, T_m die mittlere und T_a die äußere am Außenrand. Je nach der Wickeltiefe

[1]) Hat man eine Wärmemenge von A Watt durch einen Querschnitt F^{m^2} auf δ^m zu führen, so ist dazu ein Unterschied von Innen(Anfangs)-Temperatur T_i zu Außen(End)-Temperatur T_a erforderlich:

$$T_i - T_a = \frac{0{,}87\,A}{k \cdot F}$$

$$k = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_1} + \frac{\delta}{\lambda}}.$$

α_1 = Wärmeübergangskoeffizient des Maschinenteils nach der Luft ($= \backsim 4$),
λ = Wärmeleitungskoeffizient (für Eisen $\lambda = \backsim 50$; Baumwolle 0,015; Kupfer 300: Luft 0,02). Besteht die zu durchdringende Wand aus verschiedenen Stoffen, so ersetze

$$\frac{\delta}{\lambda} \text{ durch } \frac{\delta_1}{\lambda_1} + \frac{\delta_2}{\lambda_2}$$

für die einzelnen Materialien. Hat die Wärme erst in die Wand hineinzukommen, so ist zu

$$\frac{1}{\alpha_1} \text{ noch } \frac{1}{\alpha_2}$$

für den Wärmeübergang von der Wärme erzeugenden Flüssigkeit in die wärmeleitende Wand zu setzen.

weichen diese Einzelgrößen mehr oder weniger voneinander ab. Es ist ungefähr

$$\frac{T_{max}}{T_m} = 1,1 \text{ bis } 1,5,$$

$$\frac{T_m}{T_a} = 1,2 \text{ bis } 2,0.$$

Die Unterschiede sind um so geringer, je kleiner die Wickeltiefen sind, weshalb hohe Polzahl empfehlenswert ist.

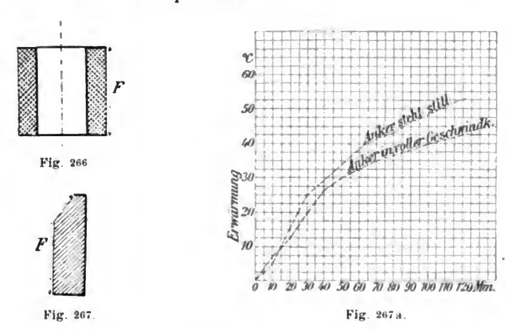


Fig. 266

Fig. 267.

Fig. 267 a.

T_m ist die Temperaturerhöhung, die man erhält, wenn man den kalten (w_{nk}) und warmen (w_{nw}) Widerstand der Spule mißt und T_m ermittelt aus

$$w_{nw} = w_{nk} \left[1 + 0,038 \left(T_m - T_k\right)\right] \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 185)$$

(T_k = Temperatur kalt, sie gehört zu w_{nk}).

Erfahrungsgemäß ist etwa

$$T_m = (1 + c\,s)\,T_a, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 186)$$

sofern s die Wickeltiefe der Spule in cm und $c = \sim 0,15$ ist.

Ist der Watteverlust pro Spule A_n und die ausstrahlende Oberfläche F in c^2, so wird [1])

$$T_m = C_n \cdot \frac{A_n}{F} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 187)$$

$C_n = \sim 300$ [2]) für offen liegende (nicht allzusehr abgedeckte) Spulen, falls man für F nur die in Fig. 266 und 267 angedeutete Zylinderfläche

[1]) A_n ist gleich dem ganzen Erregerverlust in den Spulen dividiert durch die Spulenzahl.

[2]) Die Nachrechnung einiger hundert Versuchsergebnisse gab $C_n = 110$ bis 1000.

gegen Luft einsetzt[1]), $C_n = 500$ für stark abgedeckte Feldspulen. C_n hängt auch davon ab, ob die Maschine läuft oder stillsteht; sie wird also von der Ventilationswirkung des Ankers beeinflußt, wie dies die beiden Kurven Fig. 267a zeigen: Die obere gilt für stillstehenden Anker, die untere bei rotierendem Anker.

Bei den üblichen Temperaturerhöhungen hat man etwa pro 10 bis 12 Watt 1 qdm Spulenoberfläche gegen Luft einzusetzen, für abgeschlossene Spulen nur 6 bis 8 Watt, oder im ersten Fall 3 bis 4° C. pro Watt/qdm, im zweiten 5 bis 7° pro Watt/qdm.

T_m soll nach den Verbandsnormalien für ruhende Spulen sein:

$< 60°$ für Baumwoll- und Leinenisolation,
$< 70°$ „ Papierisolation,
$< 90°$ „ Glimmer.

Ist der Spulenumfang außen u_a, die Spulenhöhe h und die Tiefe s, so kann man nach (187) schreiben

$$T_m = \frac{J_n^2 w_n'}{h \cdot u_a},$$

falls

$$w_n' = \sigma \frac{z_n u_m}{q_n}$$

der Widerstand pro Spule ist. Ist i_s die Stromdichte im Erregerdraht, so wird ($J_n = i_s q_n$; $z_n q_n = c\, s \cdot h$) angenähert

$$T_m = c \frac{i_s^2 \cdot q_n \cdot \sigma \cdot z_n u_m}{h \cdot u_a} = \sim \sigma \cdot i_s^2 \cdot s \quad . \quad . \quad . \quad 188)$$

$\left(\frac{u_m}{u_a} = \sim 1\right)$, d. h. die Temperaturerhöhung steigt mit dem Quadrat der Stromdichte und mit der Wickeltiefe.

Bei großen radialen Tiefen s (> 60 mm) kann es rationell werden, die Kühlung durch Anbringung von Kanälen zu unterstützen. Im allgemeinen ist die Längsteilung (Fig. 268 und 268a) wirksamer als eine Querteilung (Fig. 269). Solange man diese Kanäle nicht durch künstlichen Luftzug kühlt, haben sie weit nicht den Wert der Ankerkanäle. Sie bedeuten stets entweder eine Vergrößerung des mittleren Windungsumfangs (Fig. 268) oder eine Verlängerung des Pols, also eine Vergrößerung bezw. Verteuerung der Maschine. Es ist stets abzuwägen, ob die durch Kühlung erzielte Ersparnis die Verteuerung aus genannten Gründen auch tatsächlich überwiegt[2]).

[1]) Rechnet man alle Flächen der Spulen, und zwar seien F_l alle Flächen gegen Luft, F_e alle gegen Eisen, so ist

$$T_m = \sim 2000 \frac{A_n}{F_l + 2 F_e}.$$

[2]) In D. R.-P. 122 778 bauen Schuckert & Co. mehrteilige Blechkästen in die Spulen ein, welche die Wärme ableiten sollen.

Sehr zweckmäßig ist es, die Feldspulenkanäle so anzuordnen, daß die Ankerkanäle einen Teil der Luft durch jene durchtreiben, und zwar kann man zunächst ohne weiteres die Endkanäle herbeiziehen (Fig. 270), aber auch durch entsprechende Oeffnungen im Pol auch die Innenkanäle (Fig. 271).

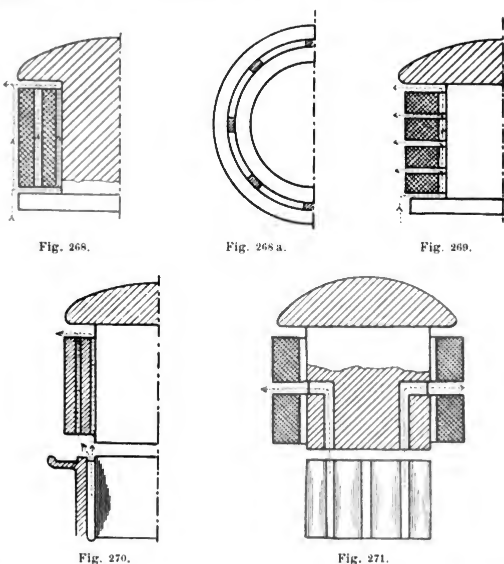


Fig. 268. Fig. 268 a. Fig. 269.

Fig. 270. Fig. 271.

Für die Berechnung von T_m aus Gl. 187) sind die Kanalflächen nicht immer voll, sondern nach entsprechender Schätzung zu $^1/_4$ bis $^1/_1$ einzusetzen; bei forcierter Ventilation sogar mit mehr als ihrer Fläche, wie dies in der Folge für die Anker ausgeführt wird.

37. Erwärmung des Ankers.

Für rotierende Maschinenteile läßt sich die Uebertemperatur ermitteln zu

$$T = C_a \frac{A_v}{\Sigma F (1 + 0{,}1 v)}, \quad \ldots \ldots \quad 189)$$

wenn F die abkühlenden Flächen und v ihre Geschwindigkeiten in m/sek sind. Der ganz brauchbare Faktor (1 + 0,1 v) ist von Kapp angegeben,

nach Wilson soll er $(1 + 0{,}18\,v)$ und nach S. P. Thompson $(1 + 0{,}3\sqrt{v})$ sein. Setzt man in obige Beziehungen alle Flächen des Ankers (siehe die gestrichelte Umrahmung Fig. 272) und für v je die zugehörigen Geschwindigkeiten, sowie für A_v die gesamten Ankerverluste (Eisen + Kupfer) ein, so finden sich aus Versuchen für C Werte, die zwischen 200 und 1400 schwanken. C hängt stark von der Ausführung der Wicklung und der Ventilationskanäle, von der Führung der Luft u. a. m. ab.

Näherungsweise kann man schreiben

$C_a = 600$ bis 800 für stark eingeschlossene Maschinen ohne Kanäle,
$C_a = 450$ bis 550 für offene Typen ohne Kanäle,
$C_a = 250$ bis 400 für offene Typen mit Kanälen.

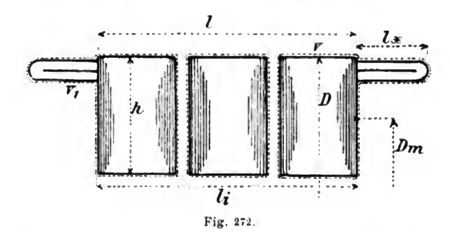


Fig. 272.

Für Maschinen, deren Bleche direkt auf der Welle sitzen, ohne Ventilation setzt man den Nenner in Gl. 189)

$$\pi\, D\, l\, (1 + 0{,}1\, v) + \frac{\pi}{2}\, D^2\, (1 + 0{,}05\, v)$$

$\left(D \text{ Ankeraußen } \phi,\ l \text{ Ankerlänge, } v = \frac{\pi\, D}{60}\, u\right)$. Man rechne also die Seitenflächen nur halb.

Für größere, modern ventilierte Typen lassen sich eventuell drei Temperaturen getrennt ausmitteln: T' für die Stirnfläche $\pi\, D\, l$, T'' für das Ankereisen und T''' für die Endverbindungen. Sind die drei Werte verschieden, so wird ein gewisser Ausgleich allerdings keineswegs auf

$$\frac{T' + T'' + T'''}{3}$$

eintreten, sondern etwa entsprechend den Gewichten der einzelnen Teile, wobei überdies zum Ausgleich ein gewisses Wärmegefälle zu berücksichtigen ist. Es ist nun (Fig. 272)

$$T' = C_a \frac{\text{Kupferverluste auf Eisenlänge} + \text{Zahnverluste}}{\pi\, D\, l\, (1 + 0{,}1\, v)}, \qquad 190)$$

$$T'' = C_a \frac{\text{Ankereisenverluste}}{\pi D_i l (1 + 0{,}1 v') + \pi D_m . h (2 + z_k)(1 + 0{,}1 v_m)} \quad . \quad 191)$$

$$T''' = C_a \frac{\text{Kupferverluste der Endverbindungen}}{4 \pi D l_x (1 + 0{,}1 v)} \quad . \quad . \quad 192)$$

Sind die gesamten Ankerkupferverluste $J_a{}^2 w_a$, so sind sie auf Eisenlänge $\frac{l}{l_m} J_a{}^2 w_a$ und für die Endverbindungen $\frac{l_m - l}{l_m} J_a{}^2 w_a$ (l_m = mittlere Gesamtlänge pro Leiter).

$\left(v' = \frac{\pi D_i}{60} u,\ D_m = \frac{D + D_i}{2},\ z_k = \text{Zahl der Kanäle},\ v_m = \frac{\pi D_m}{60} u\right)$.

Die mittlere Temperatur T läßt sich schreiben

$$T = C_a \frac{\text{Gesamtankerverluste}}{\pi D l (1+0{,}1 v) + \pi D l_i (1+0{,}1 v') + \pi D_m h (2+2 z_k)(1+0{,}1 v_m) + 4 \pi D l_x (1+0{,}1 v)} \quad 193)$$

Für eine Maschine mit Seitenwicklung[1] ist einfach das letzte Glied im Nenner durch $2 \pi D l_x (1 + 0{,}1 v)$ zu ersetzen, wo l_x die Länge ist, um welche die Wicklung seitlich über das Ankereisen vorsteht.

Ist l_a die gesamte Ankerlänge eines Ringankers samt Wicklung, l_r die radiale Tiefe samt Wicklung und D der äußere Ankerdurchmesser, sowie A_a die gesamten Ankerverluste, so ist

$$T = C_a \frac{A_a}{\pi l_a [D(1 + 0{,}1 v_a) + (D - 2 l_r)(1 + 0{,}1 v_i)] + 2 \pi D_m l_r (1 + 0{,}1 v_m)}, \quad 194)$$

v_a = Umfangsgeschwindigkeit in m/Sek. am Außenrand, v_i am Innenrand,

$$v_m = \frac{v_a + v_i}{2},\ D_m = D - l_r.$$

Allgemein läßt sich nur sagen, daß, wenn keiner der vier Werte T, T', T'', T''' bei sachgemäßer Wahl von C_a die zulässige Grenze überschreitet, der Anker in keinem Teil zu hohe Temperaturen aufweisen wird. In der Regel ist die Bestimmung von T' und T genügend, meist ist T' am größten.

Angenähert kann man für übliche Temperaturerhöhungen mit 20 bis 50 Watt pro qdm Mantelfläche des bewickelten Ankers[2]) rechnen, oder auch 0,6 bis 1,4° C. pro Watt/qdm[3]).

Auch bei Ankern ist eine Verschiedenheit der Temperatur von Stelle zu Stelle zu beobachten: In der Regel werden die in die Nuten eingebetteten Wicklungsteile wesentlich (10 bis 50%) heißer als die Stirnverbindungen, besonders wenn die Nuten tief und durch Holzkeile abgedeckt sind.

[1]) Die Mantelwicklung kühlt bei sachgemäßer Ausführung besser als die Seitenwicklung.

[2]) Also $F = \pi D (l + 2 l_x)$.

[3]) Für $v = \sim 12^m$.

Wesentlich zutreffender, aber weniger einfach als Gl. 189) ist die Beziehung

$$T = C_a' \frac{A_v^{2/3}}{\Sigma F (1 + 0,1 v)}, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 195)$$

worin $C_a' = \sim 3000$ und A_v die Gesamtverluste.

Die Verbandsnormalien lassen für T zu

$< 50^0$ für Baumwoll- und Leinenisolierung,
$< 60^0$ „ Papierisolierung,
$< 80^0$ „ Glimmer u. ä.

Bezüglich der Ankererwärmung legt sich meist der Elektriker für seine Typen bestimmte Eisen- und Stromdichten zurecht, die für seine entsprechend ventilierten Maschinen passen. Ich kenne allerdings Fälle aus meiner Praxis, wo von zwei Maschinen gleicher Leistung und Tourenzahl und annähernd gleichem Anker- und Kollektordurchmesser die eine, nicht ventilierte, bei Stromdichten von 2 im Ankerkupfer und bei einer Ankerinduktion $B' = 8000$ und einer Zahnsättigung $B_z = 16000$ und 30 Watt/qdm am Kollektor $+ 55^0$ am Anker und Kollektor zeigte, während eine modern ventilierte Maschine bei einer Stromdichte von 4,5, $B_a = 11000$, $B_z = 22000$ und 90 Watt/qdm am Kollektor noch nicht $+ 35^0$ ergab.

Es ist heutzutage möglich, wenn nicht Vorschriften bez. des Wirkungsgrades es verbieten, Maschinen über 100 Kilowatt noch mit Stromdichten von 4 bis $4\frac{1}{2}$ im Ankerkupfer und bei 25 Perioden mit $B_a = 12000$ zu beanspruchen, bei Maschinen von 50 Kilowatt und kleiner kann man mit der Stromdichte bis auf 6 gehen.

Die Erwärmung ist bekanntlich eine Begrenzung der Leistungsfähigkeit einer Maschine und dies läßt sich noch etwas präziser formulieren. Wenn man zunächst nur die Kupferverluste im Anker berücksichtigt, ist

$$T = C_a \frac{J_a^2 w_a}{(1 + 0,1 v) \pi D l} = \sim c \frac{J_a Z . i_s q}{\pi D . l (1 + 0,1 v)}$$
$$= \sim c' \frac{A S . i_s}{1 + 0,1 v}.$$

$C_x = \frac{A S . i_s}{1 + 0,1 v}$ darf also eine gewisse Größe nicht überschreiten, soll die Erwärmung nicht zu hoch werden.

Der absolute Wert C_x hängt allerdings sehr von der Geschicklichkeit des Konstrukteurs ab und schwankt zwischen 200 und 700.

An einer 150 KW-Maschine (750 Touren) der Union E. G. ergab sich folgender beachtenswerter Unterschied bei Betrieb mit den normalen Ventilationskanälen (I) und bei verstopften Kanälen und abgeschnittener Ventilation (II):

	I	II
Ankereisen	+ 21°	+ 76°
Ankerwicklung	+ 15°	+ 61°
Kommutator	+ 26°	+ 54°
Polspitzen	+ 17°	+ 48°

Diese künstliche Ankerventilation läßt sich durch entsprechende Ausbildung des Ankerkörpers, Anbringung von Flügeln und Führungsblechen zur Vermeidung von Luftwirbeln und des Rückströmens er-

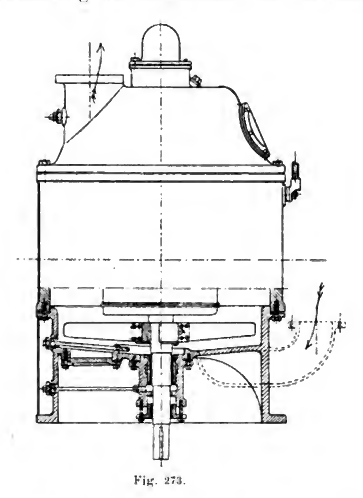


Fig. 273.

wärmter Luft ergänzen; schließlich kann man durch Ventilatoren, die auf der Maschinenachse (Fig. 273) oder außerhalb (Fig. 274) sitzen, direkt künstlich kühlen. Auch die Arme der Riemen- und Seilscheiben verstärken die Kühlung. Schließlich lassen sich auch Kühlschlangen, durch welche Wasser oder Oel zirkuliert, in die Maschinen einbauen.

Die Abkühlung der Anker ist, wie dies in der bereits angegebenen starken Variation von C_a zum Ausdruck kommt, stark von dem ganzen Aufbau des Ankers und des Gehäuses abhängig, z. B. auch von der Größe P des Polbogens, je $>$ P, desto $>$ T_a, wie dies die folgende Tabelle zeigt[1]).

[1]) Timmermann, Trans. Am. Inst. El. Eng. 1893.

v	Uebertemperatur T_a bei $P : \tau$			T_a[1]) $= \frac{T_{still}}{1 + 0,1\,v}$	$\frac{T_{still}}{1 + 0,3\sqrt{v}}$
	0,8	0.6	0.4		
0	110°	95	86	110°	110
3	80	70	64	82	72
9	55	51	48	58	61
15	48	46	44	44	51
45	45	43	41	32	37

Es ist namentlich auch beachtenswert, daß T_a bei großem v nur langsam mit v sinkt.

38. Erwärmung des Kommutators.

Für den funkenfrei arbeitenden Kommutator ist die Uebertemperatur

$$T = C_k \frac{A_k + A_b}{\pi D_k l_k (1 + 0,1 v_k)} \quad \ldots \ldots \quad 196)$$

worin $A_k + A_b$ die Ohmschen und Reibungsverluste, D_k der Kommutatordurchmesser, l_k die Kommutatorlänge (alles in c) und v_k die Kommutator-

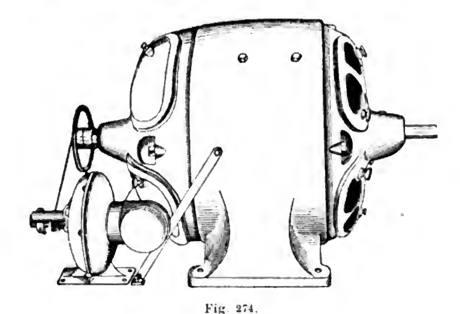


Fig. 274.

geschwindigkeit in m/Sek. ist. C_k schwankt je nach den Ventilationsverhältnissen zwischen 100 und 300[2]), im Mittel $C_k = 200$. Bei genaueren Rechnungen kann man auch noch die Innenfläche und die Seiten des

[1]) Diese Spalte soll die Richtigkeit des Koeffizienten $1 + 0,1\,v$ prüfen. T_{still}-Temperatur bei Stillstand = 110°. $1 + 0,1\,v$ gibt also bis etwa 15^m brauchbare Werte, darüber aber zu niedrige! Auch der Koeffizient $1 + 0,3\sqrt{v}$ gibt kein befriedigendes Resultat, er ist allerdings bei hohem v etwas besser als $1 + 0,1\,v$.

[2]) Bei einigen Hundert Maschinen fanden sich Werte $C_k = 60$ bis 480.

Kommutators als Kühlflächen annehmen, besonders wenn für guten Luftzug gesorgt ist. Sobald Neigung zu Funkenbildung vorhanden ist, wird T leicht erheblich größer.

Die Verbandsnormalien lassen an Kommutatoren + 60° C. zu. Unter den Kommutatorsegmenten sind wärmeisolierende Luftsäcke zu vermeiden (s. bei Konstruktion der Kommutatoren). Bezüglich der ausstrahlenden Oberfläche ist zu beachten, daß einerseits die Bürsten einen größeren Teil (oft 5 bis 10%) der Oberfläche abdecken, daß aber Bürsten und Bürstenfläche die Oberfläche wieder vergrößern. — In der Regel kann man bei üblichen Verhältnissen mit 30 bis 80 Watt/qdm Außenfläche rechnen, ersteren Wert bei langsamlaufenden, letzteren Wert bei schnellaufenden Maschinen; man kann ausnahmsweise sogar über 100 Watt/qdm gehen. Pro Watt/qdm kann man etwa 0,4 bis 1° rechnen, bei funkenfreien 120 Voltmaschinen den kleineren Wert.

39. Lagererwärmung.

Die Lagertemperatur ist nicht leicht zu ermitteln; sie hängt u. a. von der Qualität des Oeles, von der Konstruktion und Montage des Lagers ab (s. im nächsten Bande „Konstruktion der Lager"). Man kann schreiben für die Temperaturerhöhung

$$T = \frac{-T_e + \sqrt{T_e^2 + 12\, c' c'' v_z^{3/2}}}{2}, \quad \ldots \quad 197)$$

falls T_e die Temperatur der umgebenden Luft; $c' = \sim 2{,}6$; $c'' = \sim 25$ ist. An Hand der Versuche von Lasche ist gelegentlich der Konstruktion der Lager eine Methode angegeben, T aus den Zapfenabmessungen, der Reibungsarbeit und der zirkulierenden Oelmenge zu ermitteln. T sollte möglichst $< 40°$ sein (+ 70° sollte das äußerste Maximum sein).

Die Erwärmung der übrigen Maschinenteile, wie Verbindungskabel und Klemmen, bleibt innerhalb der zulässigen Grenzen, wenn die auf S. 188 angegebenen Beanspruchungen bei sachgemäßer Ausführung angenommen werden[1]).

40. Gekapselte Maschinen.

Eine vollständig geschlossene Dynamo kann nach der einfachen Formel für die Uebertemperatur

$$T = C_g \frac{A_v}{F_g} \quad \ldots \ldots \ldots \quad 198)$$

behandelt werden, sofern A_v die gesamten Verluste der Maschine (einschließlich Lagerreibung) und F_g die gesamte äußere Maschinenober-

[1]) Siehe auch Niethammer, Moderne Gesichtspunkte etc. S. 13.

fläche ist, die man aus ebenen, zylindrischen und konischen Flächen annähernd ermittelt, und zwar setzt man etwa $F_g = \pi D_m l_m + \pi \frac{D^2_m}{2}$ in c^2, wenn D_m der äußerste Maschinendurchmesser und l_m die Maschinenlänge ist. C_g ist nach Versuchen = 600 bis 900. T ist dabei die stationäre Gehäusetemperatur. Im Innern treten zur Ueberwindung des erforderlichen Wärmegefälls etwas höhere Temperaturen auf. Damit nicht lokale Wärmestauungen und hohe Uebertemperaturen auftreten, muß für einen genügenden Wärmeaustausch durch innere Ventilation mittels

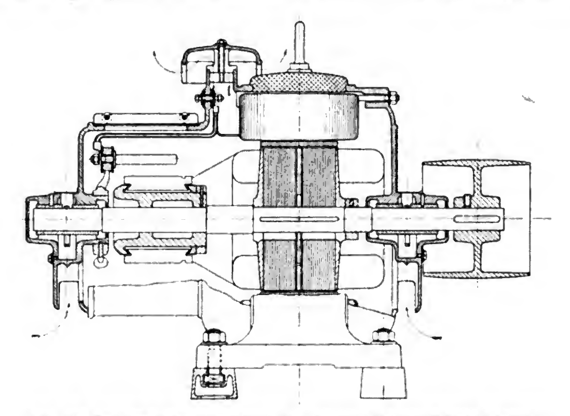


Fig. 275. Ventiliert-gekapselter Motor der Deutschen Elektrizitätswerke Aachen.

Flügeln und ähnlichem gesorgt werden. Die Uebertemperaturen der inneren Maschinenteile sind immerhin 1,1 bis 1,5 T, die innere Feldspulentemperatur eher noch etwas mehr, entsprechend den früheren Angaben des Verhältnisses von $\frac{T_m}{T_a}$ und $T_{max} : T_m$ für Feldspulen. Die inneren Temperaturen lassen sich nach den früheren Gleichungen mit $v = o$ berechnen. Die Leistungsbegrenzung wird wohl ausnahmslos durch die Feldspulen bedingt, sofern deren Temperatur aus der Widerstandsmessung als maßgebend angesehen wird.

Die Abkühlung von geschlossenen Maschinen, die gute innere Ventilation haben, läßt sich dadurch um 10 bis 30% verbessern, daß man nicht durchweg luftdicht abschließt, sondern entweder die Deckel teilweise offen läßt oder Deckel aus perforiertem Blech oder Gaze vorsieht oder schließlich in der in Fig. 275 angedeuteten Weise ventiliert kapselt.

Bei dieser Konstruktion der Deutschen Elektrizitätswerke Aachen strömt die Luft durch nach unten gestülpte Oeffnungen derart zu und ab, daß Spritzwasser von oben nicht in die Maschine dringen kann. Eine Vermehrung der ausstrahlenden Oberfläche erzielt man dadurch, daß man das Gehäuse und Lagerschilder mit vielen hohen, schmalen Rippen versieht; die Braunschweigische Maschinenfabrik und Brown, Boveri bauen z. B. solche Rippenmotoren (Fig. 276).

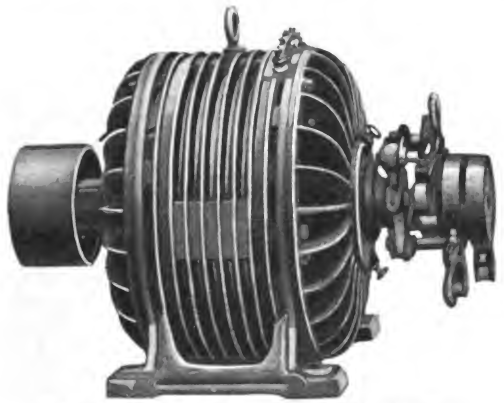


Fig. 276. Rippenmotor der Braunschweigischen Maschinenfabrik.

Während man für Dauerbetrieb und + 50 bis 60° Uebertemperatur, bei Kapselmotoren etwa 5 bis 10 Watt pro qdm Motoroberfläche zulassen kann, sind bei Motoren für intermittierenden Betrieb (1 Stunde Vollast und + 60 bis 80° Uebertemperatur) immerhin 20 bis 50 Watt/qdm zulässig.

Folgende vergleichende Versuche an einem 4poligen runden Lagerschildmotor von 10 PS zeigen sehr deutlich den Einfluß eines völligen und eines teilweisen Abschlusses.

Uebertemperaturen.

	Offen 10 PS Leistung	Ganz geschlossen 10 PS Leistung	Offen 15 PS Leistung	Mit Gaze abgedeckt 15 PS	Mit perforiertem Blech abgedeckt 15 PS
	°	°	°	°	°
Anker	25	49	29	39	48
Kommutator . . .	35	51	32 (?)	45	48
Feld (Widerstand) .	52	74	52	56	64

Die Lagerschilder haben vier große Oeffnungen, die in der angegebenen Weise abgedeckt wurden.

Die Leistung gut ventilierter Maschinentypen wird bei völliger Kapslung in der Regel auf 70 bis 40% ihres Wertes bei offenem Betrieb reduziert; zweckmäßig disponiert man die elektrischen und magnetischen Verhältnisse bei der Kapslung etwas anders, man reduziert z. B. die Verluste in der Erregung und im Ankereisen. Bei intermittierendem (aussetzendem) Betrieb (Vollast 1 Stunde) kann man die offene Dauerleistung zulassen.

41. Künstliche Kühlung.

Noch radikaler als durch Anordnungen wie Fig. 275 wird die Kühlung von Kapselmaschinen, deren Leistung wie gesagt nur 40 bis 70% derjenigen bei offener Anordnung ist, wenn man Preßluft (Fig. 274) oder Kühlwasser in Kühlschlangen anwendet. Die Berechnung der Temperaturzunahme bei künstlicher Kühlung, wobei Vorbedingung ist, daß alle erhitzten Teile möglichst innig mit dem Kühlmittel in Berührung kommen, ist einfach: Man habe A_s Watt $= 0{,}24\ A_s$ Grammkalorien pro Sek.[1]) Verluste und wolle T^0 Uebertemperatur zulassen; das zirkulierende Kühlwasser soll, um ein genügendes Wärmegefälle zu haben, nur $c'T^0$ Uebertemperatur ($c' = \frac{1}{2}$ bis $\frac{3}{4}$) annehmen, dann hat man X Liter Wasser pro Sekunde nötig, wobei X folgt aus:

$$c' X T\, 1000 = 0{,}24\ A_s.$$

Für künstlich zirkulierendes Oel (spez. Wärme 0,4 und spez. Gewicht 0,9) gilt in Liter/Sek.

$$c' T\ 0{,}4 \,.\, 0{,}9\ X\ 1000 = 0{,}24\ A_s.$$

Bei Luft wird die Beziehung, wenn man X cbm/Min. zuführt[2]),

$$c' T\ 0{,}24\ \frac{X}{60}\ 1{,}29 \,.\, 1000 = 0{,}24\ A_s.$$

Diese Formeln sind nur anzuwenden, wenn wirklich die Kühlflüssigkeit alle Verluste abzuführen hat. Tatsächlich ist aber noch eine natürliche Abkühlung durch die Maschinenoberfläche vorhanden, so daß man dann ohne Fehler $c' = 1$ setzen kann. Berücksichtigt man die natürliche und die künstliche Kühlung, so hat man zu schreiben

$$T \,.\, \frac{0{,}24}{C_g}\, F + c' T s_w s_g X\ 1000 = 0{,}24\ A_s\,, \quad . \quad . \quad . \quad 199)$$

falls C_g die Temperaturkonstante aus Beziehung 198), F die gesamte ausstrahlende Oberfläche, s_w die spez. Wärme, s_g das spez. Gew. der

[1]) 1 Sek.mkg = 9,81 Watt; 424 Sek.mkg = 1000 Grammkal.

[2]) 1 cbm Luft wiegt 1,29 kg; 0,24 ist die spez. Wärme.

Kühlflüssigkeit ist und X Liter der letzteren pro Sekunde verwendet werden. Die künstliche Kühlung ist sehr flexibel, da es ein leichtes ist, bei zu hoher Uebertemperatur mehr Kühlflüssigkeit zu verwenden. Der Druck des gepreßten Oeles oder der Preßluft ist ganz gering, etwa 20 bis 100 mm Wassersäule, zu wählen, er hat gerade zur Ueberwindung der Leitungswiderstände zu genügen. Bei zu hohem Druck wird leicht das Oel aus den Lagern in die Maschine hineingesaugt, wodurch sie betriebsunfähig wird. Die Zuleitungsrohre müssen weiten Querschnitt haben, es handelt sich um Luftgeschwindigkeiten < 1 m/sek. Der Wirkungsgrad wird durch diese Kühlung allerdings etwas beeinflußt, da man die Arbeitsabgabe für die Oel- oder Wasserpumpe oder den Ventilator mit zu den Verlusten zuzuzählen hat. Dieser Kühlverlust ist etwa 0,1 bis 1% der Leistung, man kann ihn aber meist durch den rationelleren Bau der Maschine wieder kompensieren. Für kleine Maschinen wird der Preis samt Kühlzubehör eher etwas höher als für gewöhnliche Typen. Bei großen Leistungen ist aber ein ausgesprochener Vorteil vorhanden[1]).

42. Günstigste Leistung mit Bezug auf Erwärmung.

Hat man einen Anker mit im Eisen und Kupfer festliegenden Abmessungen, so gibt es für denselben bei gegebener Uebertemperatur T eine günstigste Tourenzahl u oder Umfangsgeschwindigkeit v, wobei die abgegebene Leistung ein Maximum ist. In Fig. 277 bezeichnet die Kurve I die Wattverluste A_{max}, die der Anker bei dem jeweiligen v ausstrahlen kann[2]). Darunter läuft die Kurve II, welche die Eisenverluste $A_{H+w} = c_1 v + c_2 v^2$ darstellt. Die Differenz stellt, sofern man den Anker ohne Kommutator berechnet, die Ohmschen Ankerverluste

$$J_a^2 w_a = A_{max} - A_{H+w}$$

dar. Die zwei Kurven schneiden sich, was nichts anderes sagt, als daß es ein gewisses maximales v gibt, bei der der Anker gerade die Eisenverluste ausstrahlen kann, aber keine $J_a^2 w_a$ mehr, d. h. er kann dann keine Nutzarbeit mehr leisten. Eine Maschine wird also mit steigender Tourenzahl, nicht allein bezüglich Funkenbildung, sondern auch bezüglich Erwärmung s c h l e c h t e r. Für letztere gibt es einen günstigsten Wert, für die Funkenbildung ist $v = o$ der beste Grenzwert. Die Maschine gibt ihre größte Leistung A_s mit Rücksicht auf Erwärmung bei gegebener Uebertemperatur dann ab, wenn

$$A_s = \sim E_k \times \sqrt{J_a^2 w_2} = (E - J_a w_a) \sqrt{A_{max} - A_{H+w}}$$

[1]) In E. P. 6098 (Jahr 1903) ist eine Kühlmethode angegeben, wobei die Preßluft durch die hohle Welle eingetrieben wird, ebenso in D. R.-P. 132 145. Siehe ferner D. R.-P. 96 532, 131 459.

[2]) Es wäre nach Gl. (189)

$$A_{max} = \frac{T}{C} F(1 + 0,1 v),$$

es ist jedoch genauer angenommen

$$A_{max} = c' + c'' \sqrt{v}.$$

ein Maximum wird. E ist in Fig. 277 die elektromotorische Kraft (Kurve III) und E_k die Klemmenspannung (Kurve IV). Die Kurve V gibt den Verlauf der zulässigen Leistung A_s für verschiedene Werte von v. Die Fig. 277 zeigt deutlich, daß man bei langsamlaufenden Maschinen hohe Eisenverluste (große Ankerinduktion, große Zahntiefe und hohe Polrandinduktion) zulassen kann und soll, bei raschlaufenden muß man sie möglichst reduzieren. Sie lehrt auch, daß die gewöhnlich angenommene Proportionalität zwischen Leistung und Tourenzahl nur sehr beschränkt richtig ist.

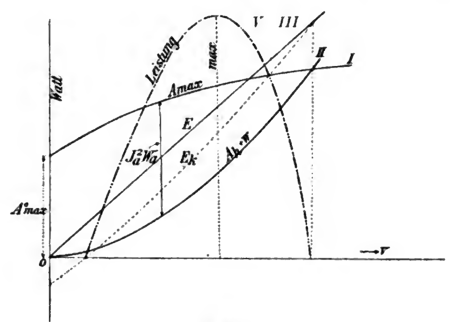


Fig. 277

Kapselmotoren für 80 PS 1200 Touren, für 20 PS 2000 Touren sind schwer zu bauen, da ihre Eisenverluste die Maschinen meist schon unzulässig erwärmen und überdies die Reaktanzspannung sehr hoch ist. Aus den gegebenen Erörterungen erklärt sich auch die eigentümliche Tatsache, daß die so raschlaufenden, gutkühlenden Turbodynamos schwer für geringe Uebertemperatur zu entwerfen sind.

43. Aussetzender und kurzzeitiger Betrieb.

Für gewisse Fälle ist es von Interesse, nicht die Endtemperatur T_e, die bei Dauerbetrieb mit der Normalleistung auftritt, zu kennen, sondern

a) für kurzzeitigen Betrieb die Endtemperatur nach ½, 1, 2, 3, ... allgemein a Stunden Betrieb mit einer gegebenen Leistung,

b) für intermittierenden (aussetzenden) Betrieb die Temperatur, die erreicht wird, wenn die Maschine eine Zeitlang belastet, dann wieder ausgeschaltet wird u. s. f. in bestimmt festgelegter periodischer Weise.

Die Lösung von Punkt a) ist einfach, sobald man die Kurve I, Fig. 264, oder ihre Gleichung (183) kennt. Soll ein Modell nur eine Stunde die volle Leistung geben, so kann man diese Leistung gegenüber der Dauerleistung, sofern es nur auf Erwärmung ankommt, um 50 bis 100% erhöhen, je nachdem es sich um kleine oder große Modelle handelt. Es ist allerdings zu beachten, daß die Erwärmung in den einzelnen

Maschinenteilen verschieden rasch[1]) vor sich geht, so daß nach einer Stunde ein verschiedener Prozentsatz (30 bis 60%) der Endtemperatur T_e erreicht wird. Man stellt sich zweckmäßig Kurven nach Fig. 277a auf, welche die Leistung für 1-, 2-, 3- . . . stündigen Betrieb direkt angeben, und zwar getrennte Kurven für Anker, Kommutator und Feld.

Die Erwärmung bei aussetzendem Betrieb[2]) erfolgt nach einer Zickzackkurve, wie sie in Fig. 278 aus der bekannten Erwärmungs- und Abkühlungskurve der Fig. 264 entwickelt ist. Es sei angenommen, daß Vollbelastungsperioden t_1, t_3 . . . mit völligen Stillstandsperioden t_2, t_4 . . . abwechseln. Während der Zeit t_1 (Vollast) erwärmt sich die Maschine entsprechend dem Kurvenstück oa, das aus Fig. 278a herüberzunehmen ist. Darauf folgt die Abkühlungszeit t_2 mit aus Kurve II entnommenen Temperaturverlauf ab = a'b'. Für die Belastungsperiode

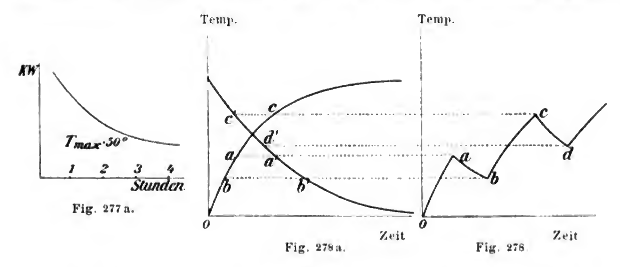


Fig. 277a. Fig. 278a. Fig. 278

t_3 legt man sich das Stück bc aus Kurve I in die Fig. 278a herüber u. s. w., bis man schließlich an das Ende der Arbeitsperioden oder zu einer praktisch konstanten Endtemperatur kommt. Man kann sich nun für verschiedene Belastungen und verschiedene Perioden solche Zickzackkurven verschaffen und damit für jede zulässige Endtemperatur die Leistung festlegen. Wird angenommen, daß $t_1 = t_3 = t_5 = \ldots = t_b$ und $t_2 = t_4 = \ldots = t_l$ (Fig. 279), so ist für die Erwärmung von ausschlaggebendem Einfluß der Wert t_b und das Verhältnis

$$\frac{t_b}{t_b + t_l} = \frac{\text{Belastungszeit}}{\text{Arbeitsperiode}}.$$

Bei gegebener maximaler Uebertemperatur T_x ist die zulässige aussetzende Belastung umso größer, je kleiner t_b und je kleiner $\frac{t_b}{t_b + t_l}$. Will man rechnerisch die Endtemperatur T_x bei aussetzendem Betrieb

[1]) Der Kommutator erreicht am raschesten die Endtemperatur, dann der Anker und dann die Spulen.

[2]) Siehe Oelschläger, E. T. Z. 1900 S. 1058.

ermitteln, so kann man das mit Hilfe der Gleichung 183a). Der Zustand sei also bereits derart, daß pro Periode die Temperatur stationär zwischen T_x (max.) und T_y (min.) schwanke und nicht mehr steige. Dann sind die Zeiten t_a für den Anfang der Belastungsperiode und t_e für das Ende (Fig. 279), worin t_a und t_e zu vertauschen.

$$t_a = \tau \ln \frac{T_e}{T_e - T_y}, \qquad t_e = \tau \ln \frac{T_e}{T_e - T_x},$$

und damit

$$t_b = t_e - t_a = \tau \ln \frac{T_e - T_y}{T_e - T_x}$$

oder

$$T_y = T_e - \varepsilon^{\frac{t_b}{\tau}} (T_e - T_x) \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 200)$$

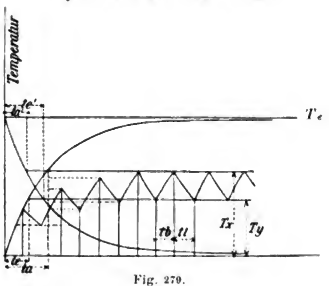


Fig. 279.

Für die Abkühlung ist in gleicher Weise

$$t_l = t'_e - t'_a = \tau \ln \frac{T_x}{T_y}$$

oder

$$T_y = T_x \, \varepsilon^{-\frac{t_l}{\tau}} \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 201)$$

Aus 200) und 201) folgt als Gleichung für die maximale Uebertemperatur T_x

$$\frac{t_l}{\tau} = -\ln \left[\frac{T_e}{T_x} - \varepsilon^{\frac{t_b}{\tau}} \left(\frac{T_e}{T_x} - 1 \right) \right]. \quad . \; . \quad 202)$$

$\frac{T_e}{T_x}$ ist das Verhältnis der Uebertemperatur bei $\frac{\text{Dauerbetrieb}}{\text{aussetzendem Betrieb}}$, also auch

$$\frac{T_e}{T_x} = \text{zulässige Verluste bei } \frac{\text{intermittierendem}}{\text{Dauer-}} \text{ Betrieb} = x.$$

Für x erhält man aus 202) die Beziehung

$$\frac{t_l}{\tau} = -\ln \left(x - \varepsilon^{\frac{t_b}{\tau}} (x - 1) \right) \quad . \; . \; . \; . \quad 203)$$

oder auch

$$\frac{\text{Belastungsdauer}}{\text{Arbeitsperiode}} = \frac{t_b}{t_b + t_l} = \frac{1}{1 - \frac{\tau}{t_b} \ln\left(x - \varepsilon^{\frac{t_b}{\tau}} (x - 1)\right)}. \quad 204)$$

Damit ist x das Verhältnis der zulässigen Verluste bei aussetzendem Betrieb, zu denen bei Dauerbetrieb aus der Belastungsdauer t_b, der Arbeitsperiode $t_b + t_l$ und der Erwärmungskonstanten $\tau = \frac{s\,G}{\lambda\,F}$ bestimmt. Man kann sich zum praktischen Gebrauch für verschiedene Werte von $\frac{t_b}{t_b + t_l}$, sowie für verschiedene Verhältnisse $\frac{t_b}{\tau}$ Tabellen oder Kurven aufstellen (s. Fig. 280 nach Oelschläger). Aus den zulässigen Verlusten kann man leicht die zulässige Ueberlast bezüglich Erwärmung aus-

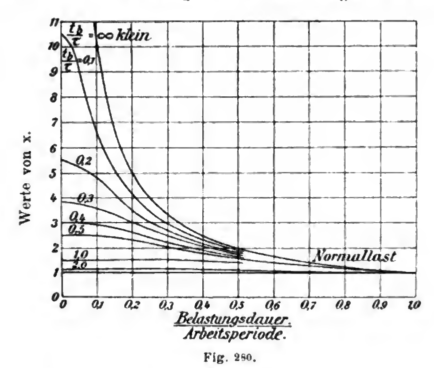


Fig. 280.

rechnen, man kann sie z. B. direkt aus der Kurve der Gesamtverluste (Fig. 263) herausgreifen.

Die numerische Auswertung von τ ist früher besprochen, je kleiner τ, desto kleiner ist bei gleichem t_b und t_l die Ueberlastungsfähigkeit x. τ ist bei großen und bei gut ventilierten Maschinen am größten.

Es gibt übrigens auch zahlreiche Betriebsverhältnisse, wo es sich weder um einen intermittierenden, noch um einen kurzzeitigen Betrieb, sondern nur um stark variierende Belastung handelt. Für die Erwärmung bei solch schwankendem Dauerbetrieb sind dann die mittleren Verluste maßgebend, d. h. man hat bei Maschinen mit konstanter Tourenzahl und Spannung außer den konstanten Verlusten noch das mittlere Stromquadrat, über die ganze Betriebszeit genommen, zu kennen, während für die Funkenbildung die Stromspitzen an sich maßgebend sind.

XI. Zusammenstellung von elektrischen Konstruktionsdaten.

44. Ankerabmessungen.

Die Leistung KW = Kilowatt einer Maschine gegebener Tourenzahl hängt im wesentlichen vom Ankerdurchmesser D und der Ankerlänge l ab; man kann sagen, die Kilowattzahl[1]) KW ist gleich $C D^2 l u$, wobei die Größe

$$C = \frac{KW}{D^2 l u}, \qquad \ldots \ldots \ldots \quad 205)$$

der sog. Größenfaktor, allerdings noch sehr von der Geschicklichkeit des Konstrukteurs und der Größe der Maschine abhängt. Er kann an Hand von ausgeführten Maschinen aus nachstehender Tabelle für den ersten Entwurf entnommen werden (alle Maße in Millimeter):

KW	0,5	5	20	100	200	600	1500
$C\,10^{-6}$	0,3	0,6—1,0	0,8—1,5	1,5—2,2	1,9—2,4	2,5	3

Je kleiner C, desto sparsamer und wirtschaftlicher, aber auch desto knapper ist im allgemeinen eine Maschine ausgelegt. Eine Maschine

---

[1]) Es ist $KW = E\,.\,J/1000 = \sim \frac{p}{a}\,\frac{u Z K}{60\,.\,10^8}\,.\,J\,\frac{1}{1000}$, ferner

$$p K = \tfrac{1}{2}\pi D l \frac{P}{\tau} B_{rd} \text{ und } \frac{Z J}{a} = 2 A S\,.\,\pi D,$$

falls B_{rd} die Polrandinduktion und AS die Ampèredrahtzahl pro c Umfang ist, also

$$KW = E\,J/1000 = \frac{2\pi^2}{2\,.\,60\,.\,10^8} \times D^2 l u \times \frac{P}{\tau} B_{rd}\,AS\,.\,10^{-3},$$

und obiger Wert von C (Maße in Millimeter)

$$C = \frac{2\pi^2}{120\,.\,10^8}\,\frac{P}{\tau} B_{rd}\,A S\,.\,10^{-3} = \sim \frac{1}{6}\,\frac{P}{\tau} B_{rd}\,A S\,10^{-11}.$$

mit großem C braucht aber keineswegs deswegen besonders gut sein. Kapp setzt

$$10^{-6}\,C = 0{,}6 + \frac{D}{200} \quad \text{oder} = 0{,}6 + \frac{D^{2/3}\,l}{100}$$

(wobei D und l in Millimeter).

Tatsächlich ist

$$C = \frac{1}{6}\,10^{-11}\,\frac{P}{\tau}\,.\,B_{rd}\,.\,AS,$$

also für zwei extreme Fälle

$$\left\{\begin{array}{l} \frac{P}{\tau} = 0{,}6,\ B_{rd} = \ \ 3000,\ AS = \ \ 30,\ C = 0{,}09\,.\,10^{-6}, \\ \frac{P}{\tau} = 0{,}8,\ B_{rd} = 10000,\ AS = 300.\ C = 2\,.\,10^{-6}. \end{array}\right.$$

Zweckmäßig bildet man wegen dieser Abhängigkeit von $\frac{P}{\tau}$, B_{rd} und AS die zweite Konstante

$$C' = \frac{KW}{D^2 l u \frac{P}{\tau} B_{rd} AS}, \quad \ldots\ldots \quad 206)$$

worin $C' = \sim \frac{\pi^2\,.\,10^{-3}}{120\,.\,10^8} = \sim 0{,}8\,.\,10^{-12}$ sich viel weniger ändert als C. Da $\frac{P}{\tau}$ bei großen und kleinen Typen wenig verschieden ist, B_{rd} und AS aber in der Regel mit dem Durchmesser mit $D^{0,2}$ bis $D^{0,6}$ wachsen, bekommt man auch eine bessere Konstante als in Gl. 205), wenn man setzt

$$C'' = \frac{KW}{D^x\,l\,u} \quad \text{oder} = \frac{KW}{(D^2 l)^y\,u}, \quad \ldots\ldots \quad 207)$$

wobei $x = \sim 2{,}6$, $y = \sim 1{,}2$ zu setzen ist[1]).

Die Beziehung

$$KW = E\,.\,J/1000 = \frac{p}{a}\,\frac{u\,Z\,K}{60\,.\,10^8}\,J\,.\,10^{-3}$$

[1]) Um das Charakteristikum des Größenfaktors, ein Maß für die Größe der Maschine zu geben, noch weiter zu verfolgen, kann man auch schreiben

$$C''' = \frac{KW}{(D_a^2 - D_i^2)\,l\,u},$$

worin D_a der äußerste Feldgestelldurchmesser, D_i der innere Ankerdurchmesser und l die Ankerlänge ist. Der Raum

$$\frac{\pi}{4}\,(D_a^2 - D_i^2)\,l$$

faßt dann sozusagen das ganze aktive Material in sich. Das zuverlässigste Maß für den wirtschaftlichen elektrischen Entwurf einer Maschine ergeben allerdings erst die Berechnung der Gewichte und Preise der aktiven Materialien (Kupfer, Ankerblech und Magnetgestell), am besten pro KW und 1000 Touren.

läßt sich auch so umformen[1]), daß

$$KW = \frac{\pi \cdot c \cdot \frac{P}{\tau}}{10^{11} \cdot 2} D l h_n B_{rd} i_s v = \sim k \cdot D \cdot l \cdot h_n \cdot B_{rd} \cdot i_s \cdot v, \quad 208)$$

worin h_n die Nuttiefe (Ankerwickeltiefe), i_s die Stromdichte der Ankerleiter und c das Verhältnis $\frac{\text{gesamter Kupferquerschnitt am Umfang}}{\pi D h_n}$ gewissermaßen ein Ausfüllungsfaktor ist. Eine weitere beachtenswerte Beziehung sagt, daß KW = Konstante mal totale Nutzahl mal effektivem[2]) Nutquerschnitt mal Eisenquerschnitt am Zahnfuß ist; das Maximum erreicht dieser Ausdruck, wenn Nutbreite = Zahnbreite am Fuß ist. Ferner kann man noch setzen

$$KW = C \cdot D \cdot u \cdot K,$$

wenn K der Flux pro Pol ist.

Aendert man alle Dimensionen einer Dynamo im Verhältnis 1 : m, so gibt sie eine Leistung A_2, die zur ursprünglichen A_1 sich verhält wie $m^x : 1$, d. h. $A_2 : A_1 = m^x : 1$, wobei $x = 2{,}5$ bis 3 ist, je nachdem m groß oder klein und die Spannungen der beiden verglichenen Typen gleich oder verschieden sind. Diese proportionale Umrechnung ist aber höchstens für überschlägige Dimensionierungen zu empfehlen.

In Amerika ist die Konstante $c = \frac{D l}{KW}$ verbreitet, welche eigentlich nur für Maschinen mit gleicher Umfangsgeschwindigkeit Vergleichswerte liefert[3]). c ist $= \sim 4000$ (kleine Typen) bis 1200 (große Typen). Ist τ die Polteilung $= \frac{\pi D}{2 p}$, so erstrebe man $\frac{l}{\tau} = 1$ bis 0,4 oder, was gleichbedeutend ist, $\lambda = \frac{l}{D} = \frac{c}{p}$, worin $c = 1{,}6$ bis $0{,}6$. Setzt man dieses Verhältnis λ in die Gl. 205) ein, so erhält man direkt den Ankerdurchmesser

$$D = \sqrt[3]{\frac{1}{C} \frac{KW}{u} \cdot \frac{1}{\lambda}} = c \sqrt[3]{\frac{1}{\lambda} \frac{KW}{u}} \quad . \quad . \quad . \quad 209)$$

Die Ankerumfangsgeschwindigkeit v liegt zwischen 7 und 30 m/Sek. (bei Turbodynamos bis 90 m, und zwar kann man bei großem D mit v

---

[1]) pK wie in voriger Anwendung, ferner

$$\frac{Z J}{2a} = c \pi D h_n i_s \text{ und } u = \frac{v \cdot 60}{\pi D}.$$

[2]) Mit Kupfer ausgefüllter Nutquerschnitt.

[3]) $KW = C \cdot D^2 l u = C \cdot D l \frac{60 v}{\pi} = c \times D l.$

höher gehen als bei kleinem D[1]). Die Ampèrestäbe AS pro c Umfang liegen zwischen 50 und 300 (ausnahmsweise bis 600), sie wachsen mit dem Durchmesser (etwa mit $\sqrt{D}$)[2]). Uebliche Werte für AW_a pro Pol und $K_a \cdot p$ stehen in nachstehender Tabelle in Abhängigkeit der spezifischen Leistung KW : u.

$\frac{KW}{u}$	AW_a	$K_a \cdot p$	AS
0,0001	1000	0,25	100
0,005	1500	1,5	150
0,1	3000	8	200
0,25	5000	15	250
2,5	7000	50	300
15	8500	120	350

Aeußerste Maximalwerte von AW_a sind 10 bis 12000. Die Feld-AW pro Pol sind 0,8 bis 2,0mal AW_a.

Zwischen $K_a \cdot p$ und $\frac{KW}{u}$ kann man eine Beziehung

$$K_a \cdot p = c\sqrt{\frac{KW}{u}}$$

festlegen (c = 20 bis 50). Nach Kennedy soll stets $\frac{K_a \cdot 2p}{Z} > 18000$ sein.

Der Strom J_z pro Zweig sei

$\leq$ 150 Amp. bei 440 bis 600 Volt und darüber,
$\leq$ 220 Amp. bei 230 Volt,
$\leq$ 300 Amp. bei 115 Volt,
$\leq$ 70 bis 100 Amp. bei Spannungen von 600 bis 4000 Volt.

Bei 2 bis 60 Volt geht man wohl bis 600 Ampère pro Zweig.

Damit ist die Zahl 2a der Ankerzweige erledigt. Ist $a = \sim p$, so wähle man namentlich bei raschlaufenden Maschinen möglichst Schleifenwicklung. Für Reihenparallelschaltung ist a = 1,2 und $\frac{p}{2}$ (jedenfalls $a \leq p$) anzustreben; $\frac{p}{a}$ und $\frac{k}{a}$ müssen ganze Zahlen sein. $a > p$, namentlich auch die mehrfache Schleifenwicklung mit $a = 2p$ ist zu

[1]) Die Zentrifugalkraft pro Kilogramm Wicklung ist bekanntlich $0{,}2 \frac{v^2}{D}$, also z. B. für $v = 90$ bei einem Ankerdurchmesser $D = 0{,}4^m$ etwa 4000 kg pro kg, bei $D = 5^m$ aber nur 520 kg pro kg. Ein ganz verfehltes Beginnen scheint mir die Forderung eines französischen Journals zu sein, die maximal zulässigen Werte von v durch Normalien festzulegen. Diese Werte hängen zu sehr von der Güte des Materials, der Werkstätten und der Konstrukteure ab.

[2]) AS = $\sim$ 10 bis 25 $\sqrt{D}$ (10 für Ringe, 25 für Trommeln).

vermeiden. Bei größeren Polzahlen ($p > 4$ bis 8) bringe man für beide Wicklungsarten Ausgleicher an, selbst wenn dies nur unter Verwendung von mehrfach geschlossenen Wicklungen angängig ist, die man aber sonst vermeide[1]).

Das Verhältnis $\frac{\text{Nutzahl}}{\text{Lamellenzahl}}$ ist $^1/_1$, $^1/_2$ oder $^1/_3$ (ausnahmsweise $\frac{1}{4}$ und $\frac{1}{5}$)[2]). Für sehr raschlaufende Maschinen, bei denen die Zentrifugalkraft 100 bis 5000 mal größer ist als das Eigengewicht, sollte man nur zwei oder gar nur ein Element pro Nut wählen. Bis 100 KW sei die Nuttiefe $h_n = 12$ bis 30 mm, darüber bis 50 mm; manche Firmen gehen bis 100 mm Nuttiefe bei entsprechend reduzierter Stromdichte im Kupfer. Die Nuten raschlaufender Maschinen seien seichter (20 bis 30 mm), diejenige langsamlaufender tiefer (30 bis 60 mm). Seichte Nuten haben den Vorteil, bessere Reaktanz und kleinere Eisenverluste zu ergeben, sowie höhere Kupferbeanspruchung zuzulassen. Theoretische Erwägungen ergeben, daß zur Erzielung der maximalen Leistung eines Ankers $h_n = \frac{D}{6}$ sein sollte, was aber mit Rücksicht auf Erwärmung und Funkenbildung nicht angezeigt erscheint. Die Zahnteilung τ_z mache man jedenfalls $< 4\,\delta$, sofern die Polschuhe nicht lamelliert sind, bei großer Nutfrequenz $\frac{u\,z_n}{60}$ eher noch kleiner. $\frac{u\,z_n}{60}$ variiert zwischen 300 und 2500. Die Zahnbreite unten schwankt zwischen 3 und 20 mm, es sei ungefähr Zahnbreite = Nutbreite. Die Zahnteilung wächst von 8 bis 15 mm bei kleinen Maschinen, auf 20 bis 50 mm bei großen. Das Verhältnis Nuttiefe zu Nutbreite b_n schwankt zwischen 1 und 6, am besten ist es für langsamlaufende Typen 3 bis 5, für raschlaufende 1,5 bis 2,5. Aus mechanischen Gründen sollte der einseitige Luftspalt δ sein

$$\delta > \frac{D^{mm}}{200 + 0{,}2\,D^{mm}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 210)$$

Bei glatten Ankern ist das nur der tatsächliche Luftraum, elektrisch ist noch die Wickelhöhe zuzuschlagen. Letztere wähle man nicht zu groß: 3 bis 15 mm, je nach dem Maschinendurchmesser (ausnahmsweise bis 30 mm). Man disponiere so, daß der Luftspalt δ nicht un-

[1]) Die Regel ist heute der Nutenanker; glatte Anker bauen z. T. noch Schuckert & Co., Thury, Société l'Eclairage Electrique und vereinzelt die A. E. G., aber auch diese Firmen gehen offenbar ganz zum Nutenanker über.

[2]) Je kleiner das Verhältnis ist, desto weniger Isolation braucht man, man bekommt auch mechanisch stärkere Zähne, bezw. kann höhere Zahninduktionen benutzen. Bei Reihenparallelschaltungen ist es übrigens besonders angezeigt, nicht allzuviele Spulenseiten pro Nut anzuwenden.

nötig viel größer werde. Entsprechend obiger Formel wächst δ von etwa 1 mm bei Typen unter 1 KW auf 6 bis 12 mm bei großen Maschinen. Es liegt selten ein Grund vor, über 8 mm zu gehen. Pro Polpaar wähle man nicht weniger als ca. 20 Nuten, da andernfalls der Anker heult[1]).

Von Einfluß bei der Wahl der Nutzahl ist auch die konstruktive Ausführung der Bleche, sofern es sich um Segmente handelt. Die Nutzahl n_z soll durch die Segmentzahl n_s teilbar sein: $n_z = c \cdot n_s$. Ausnahmsweise kann man so disponieren, daß außer n_s ganzen Segmenten noch ein halbes oder ein Drittel Segment pro Umfang nötig wird: $n_z = c \cdot n_s + c/_2$ oder $n_z = c \cdot n_s + c/_3$.

$(B_{z\,max}) \begin{smallmatrix} < 25000 \\ > 18000 \end{smallmatrix}$ (scheinbar), auch bei Periodenzahlen über 20, die Zahnverluste kann man dann durch wenig tiefe Zähne niedrig halten. Ist $n > 50$, so hat man an Hand genauer Rechnungen zu untersuchen, ob noch solch hohe Werte von B_z zulässig sind. $B' = 10000$ bis 15000 für $n_1 = 10$ Perioden, für andere Periodenzahlen n_2 ist etwa $\frac{B'}{B_2} = \sqrt[1,8]{\frac{n_2}{n_1}}$. Die Periodenzahl $n = \frac{u\,p}{60}$ liegt in der Regel zwischen 8 und 30; bei kleineren raschlaufenden Maschinen und den neueren Turbodynamos ist sie 50 bis 80. Die gesamte radiale Blechtiefe einschließlich Nuten steigt von 50 mm bei kleinen Maschinen bis 350 mm bei großen, wenigpoligen Typen.

Auf S. 26 sind die verschiedenen Maße für die Isolationsdicken zur Bestimmung der Nutdimensionen festgelegt. Als Zwischenlage zwischen den oberen und unteren Wickellagen nehme man je nach der Spannung 0,5 bis 2 mm (letzeres für 1000 bis 2000 Volt), bei hohen Spannungen muß auch die Nutausfütterung 1 bis 2 mm betragen. Glatte Anker werden mit 1 bis 2 mm Isolation belegt. Sind zwei Lagen vorhanden, so muß man sie ebenfalls mit $^1/_2$ bis 2 mm Isolation trennen. Benachbarte Stäbe haben beim glatten Anker volle Spannung, sind also einseitig mit $^1/_2$ bis 1 mm zu isolieren. Außerdem sind alle 100 bis 200 mm etwa 5 bis 10 mm für Treibhörner vorzusehen.

Die Stromdichte in den Ankerleitern liegt bei Maschinen unter 50 KW zwischen 3 und 6, bei größeren Maschinen zwischen 2 und 4; sie kann um so größer sein, je geringer die Nuttiefe und je besser die Ventilation ist. Als Runddrähte kommen Dimensionen etwa bis 5 mm Φ

[1]) Zur Vermeidung des Heulens, schräge man die Polschuhe stetig ab (Fig. 218) und mache das Verhältnis $\delta : b_n$ möglichst groß. Ueberdies müssen die Zähne und ev. lamellierte Polschuhe kräftig zusammengehalten werden. Die abwechselnd abgeschnittenen Polschuhe (Fig. 219) haben leicht eine Tendenz zum Fibrieren, man schmiert deswegen zweckmäßig die Zwischenräume irgendwie aus.

(Umspinnung $2 \times 0{,}1$ bis $2 \times 0{,}3$), ausnahmsweise auch rechteckige oder quadratische Drähte bis 5 mm Seitenlänge zur Verwendung, Rundstäbe etwa bis 10 mm Φ, hohe rechteckige Kupferstäbe bis etwa 6 mm Dicke, bei guter halbkreisförmiger Abrundung bis etwa 8 mm Dicke (Umwicklung etwa $2 \times 0{,}3$ bis 2×1 mm), dann mehrfache nebeneinander liegende parallele Kupferstäbe und Litze, bei der vom ganzen Kupferquerschnitt nur 75 bis 80% effektiv Kupfer sind. Die Litze wird rund oder besser rechteckig (quadratisch) verwendet. Ihre Umspinnung ist beiderseitig zusammen etwa 1 mm[1]). Die gesamte Ankerlänge samt Wicklung $2a + l_a + 2l_x$ (Fig. 281) wird ein Minimum für $l_a = \frac{\tau}{2} \operatorname{tg} \alpha = \sim 0{,}3\,\tau$, wenn α der Neigungswinkel der Stirnverbindungen ist. Das Ankerkupfer wird ein Minimum[2]) für $l_a = 2a + \frac{2\,\tau}{\cos \alpha} = \sim 2{,}3\,\tau$, falls K_a gegeben und τ die Polteilung.

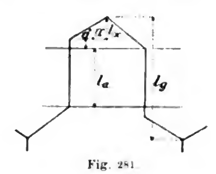


Fig. 281

Auf alle 50 bis 150 mm Ankerbreite lege man einen Ventilationskanal von 6 bis 25 mm Breite, an jedes Ende einen Seitenkanal von 5 bis 10 mm. Außer den Lack- und Papierschichten, die etwa 10% der Länge absorbieren, sieht man auf 30 bis 40 mm Achsialabstand einen dickeren Ring aus Preßspahn oder ähnlichem vor.

45. Feldgestell.

Die Polzahl wählt man bei Schleifenwicklung an Hand obiger Werte von J_z, so daß $a = p$. Bei Wellenwicklung kann man die Polzahl höher wählen, was die Maschine etwas verbilligt; als Begrenzung nach oben ergibt sich die Forderung, daß die mittlere Spannung pro Segment am Kommutator < 12 Volt wird, wobei die Segmentstärke nicht unzulässig klein sei, daß Pol und Joch nicht zu dünn werden, daß die Bürstenspindeln nicht zu nahe kommen und anderes mehr[3]). Man

---

[1]) Ich gebe hier noch einige ganz rohe, in Amerika hin und wieder angewandte Regeln:

$$\text{Gesamte Nutflächen} = \frac{D^2}{6}, \text{ die Stromdichte im Anker} = \frac{80}{\sqrt{D\,\text{mm}}} \text{ pro qmm;}$$

$$\text{Nuttiefe } h_n = 0{,}127\,D + 2\,\text{mm; totale Nutzahl} = 0{,}1 \,.\, D\,\text{mm,}$$

$$\text{Nutbreite} = 13 - 1{,}57\,\frac{h_n}{D}.$$

[2]) Nach Entwicklungen von Herrn Ingenieur J. B. Krantz.

[3]) Durch Vergrößerung der Umfangsgeschwindigkeit bei parallel gehender Vermehrung der Polzahl läßt sich das Gewicht einer für bestimmte Leistung und Tourenzahl gebauten Maschine herabsetzen, und zwar hauptsächlich durch die be-

kann auf 250 bis 450 mm Anker Φ je ein Polpaar[1]) rechnen, oder nach folgender Tabelle arbeiten:

Leistung	Polzahl bei 440 bis 550 Volt raschlaufende[2]) Typen	langsamlaufende Typen
3 bis 10 KW	2	4
10 bis 60 „	4	6 bis 10
60 bis 120 „	4 bis 6	8 bis 12
120 bis 250 „	6 bis 8	10 bis 14
250 bis 500 „	6 bis 10	10 bis 16

Will man die Periodenzahl n zwischen 10 und 35 halten, so ergibt sich damit die Polzahl ohne weiteres aus der Tourenzahl nämlich $2p = \frac{120\,n}{u}$, damit ergibt sich

$2p = 2$	4	6	8	10
$u_{min} = 600$	300	200	150	120
$u_{max} = 2100$	1050	700	525	420

Bei größeren Typen mache man $a = \sim p$. Bei 230 Volt kann man für größere Typen eine etwa 25% größere Polzahl annehmen als bei 550 Volt, und für 115 Volt eine etwa 50% größere[3]).

Der Durchmesser von Schwungradmaschinen wird durch das geforderte Schwungmoment GD^2 bedingt; man muß dann die Polzahl $2p$ höher annehmen wie oben, etwa $\frac{2D}{250}$ bis $\frac{2D}{350}$, so etwa, daß die Polschuhe quadratisch werden[4]).

deutende Erleichterung des Magnetgestelles samt Polschuhen. Der Anker wird wohl in seinem wirksamen Teil, den Ankerblechen und der Wicklung, leichter, Ankerstern und Kollektor werden aber ebenso wie Bürstenbrücke und Magnetwicklung mit zunehmender Umfangsgeschwindigkeit schwerer. Durch die bedeutende Verteuerung des Ankers wird die wirtschaftlich günstigste Umfangsgeschwindigkeit lange vor der größten mechanisch zulässigen erreicht. (Rosenberg, Z. f. E., Wien.)

[1]) D. h. $p = \frac{D}{250}$ bis $\frac{D}{450}$.

[2]) Raschlaufend und langsamlaufend siehe Fig. 3 und 4.

[3]) Z. B. 1000 KW 16 Pole bei 550 Volt und 1000 KW 22 Pole bei 275 Volt.

[4]) Eine 500 KW-Maschine hat z. B. bei 125 Touren etwa 2 m Anker Φ und 12 Pole, als Schwungradmaschine etwa 5 m und 32 Pole.

$P:\tau$ ist für Serienparallelschaltung = 0,65 bis 0,75, bei Schleifenwicklung (nicht Sehnenwicklung) = 0,70 bis 0,80 zu nehmen, bei verkürztem Schritt entsprechend weniger[1]). Die Polschuhe sind, um ein Heulen des Ankers zu vermeiden, gut abzuschrägen. Die Polrandinduktion steigt allmählich von 2000 bis 3000 bei kleinen Maschinen (0,1 bis 1 KW) auf 6000 bis 10000 bei größeren (100 KW und darüber). Die Induktion im Pol ist etwa 13 bis 15000[2]) (bei genau hergestellten Schmiedeeisenpolen nur ausnahmsweise bis 16000), im Joch 8000 bis 14500 (Stahlguß) oder 4000 bis 6500 (Gußeisen). Die Stromdichte in den Feldspulen sei 1,5 bis 2,5 für Maschinen bis 20 KW bei einer Wickeltiefe $<$ 35 mm und 0,8 bis 1,8 für größere Maschinen bei einer Wickeltiefe $<$ 60 mm. Ausnahmsweise kommen Wickeltiefen bis 150 mm vor. Man sehe für 8 bis 10 Watt Verlust je 1 qdm ausstrahlende Oberfläche gegen Luft vor, bei abgedeckten Spulen schon für 5 bis 7 Watt. Es ist am günstigsten, die Wickelhöhe ungefähr gleich der doppelten Wickeltiefe zu machen. Das Verhältnis $\frac{AW_{Luft}}{\text{totale Feld-AW}}$ ist etwa 0,4 bis 0,85.

46. Kommutator.

Der Kommutator hat bei gewöhnlichen Maschinen einen Durchmesser $D_k = 0,5$ bis $0,9$ D, bei Schwungradmaschinen kann das Verhältnis noch kleiner sein. Die Umfangsgeschwindigkeit v_k ist 5 bis 20 m (ausnahmsweise bis 35 m). Manche Konstrukteure gehen nicht gern über 12 m; bei höheren Werten von v_k muß man jedenfalls eine präzise Werkstättenarbeit voraussetzen. Die mittlere Spannung pro Segment soll nicht viel $>$ 12 Volt werden (maximal bis 25 Volt). Die Abstände der Spindeln voneinander seien $>$ 150 bis 200 mm. Die Lamellenstärke ist etwa 3 bis 15 mm. Kohlenbürsten überdecken etwa 1½ bis 2¾ Lamellen, ausnahmsweise bis 4, Metallbürsten ¾ bis 1½. Die Stromdichte für Kohlenbürsten ist etwa 3 bis 7 Amp./c² (wohl auch noch etwas mehr), bei Serienparallelschaltung gehe man nicht so hoch, etwa bis 5. Kupferbürsten führen 10 bis 40, im Mittel 20 bis 30 Amp./c², Messingblattbürsten etwa 15 bis 20 Amp./c²[3]).

Man sehe bei langsamlaufenden Typen etwa 1 qdm Mantelfläche pro 50 Watt Kommutatorverlust und für raschlaufende, funkenfreie Maschinen eventuell für 100 Watt erst 1 qdm vor. Die aktive Kommu-

[1]) Ausnahmsweise ist $P:\tau$ für polschuhlose Maschinen oder Gußeisenpole = 0,50 bis 0,60 und anderseits z. B. für glatte Anker nahezu 0,90.

[2]) Pole aus Gußeisen sind sehr selten, die Induktion ist dann 5500 bis 8000.

[3]) Bei kupferkohlen Bürsten nimmt z. B. die Kupferbürste 40 Amp/c² (0,01 Ω/c²) und die Kohlenbürste 5 Amp/c² (0,15 Ω/c²).

tatorlänge l_k kann man bestimmen aus der Zahl z_b der Bürsten pro Stift, wenn so viel Stifte wie Pole vorhanden sind[1]),

$$z_b = \sqrt{\frac{A_k'}{\frac{\pi D_k a T}{C}(1 + 0{,}1 v_k) - A_b'}}, \quad . \quad . \quad 211)$$

sofern A_k' der Ohmsche und A_b' der Reibungsverlust am Kommutator für den Fall, daß pro Spindel nur eine Bürste vorgesehen wird, ferner ist T die Uebertemperatur, a die achsiale Länge einer Bürste und $C = 100$ bis 300, im Mittel 200. In a sind die erforderlichen Zuschläge für Kasten und Spiel eingerechnet, etwa 5 bis 10 mm. Es ist also $A_k' = J_a^2 \frac{4 w_u}{2 a' b p}$ $= \sim 0{,}4 J_a^2 : a' b p$ und $A_b' = 9{,}81 v_k k f a' b \,.\, 2 p = \sim 0{,}4 a' b v_k p$, sofern $= a' \times b =$ Bürstenbreite mal Bürstenstärke in c, $2 p =$ Polzahl, k Bürstendruck pro c^2 ist[2]).

Man verwende möglichst nur Kohlenbürsten, selbst bei geringen Spannungen, aus Gründen der Betriebssicherheit. Bei Maschinen für 2 bis 10 Volt und ferner bei sehr raschlaufenden Dynamos (Turbodynamos) dürften sich allerdings vorerst nur Metallbürsten empfehlen. Nicht allein aus Gründen der Funkenbildung, sondern auch aus Preisrücksichten wähle man möglichst immer Bürstenspindelzahl = Polzahl. Beim Weglassen einzelner Bürstenspindeln oder gar bei Verwendung nur zweier Spindeln wird der Kommutator länger und teuerer.

47. Normaltypen.

Beim Auslegen einer größeren Zahl von Maschinen normalisiere man von vornherein die Hauptmaße und wähle nur eine beschränkte Zahl von Durchmessern, mit denen man alle Fälle decken soll. Man lege insbesondere fest die Außen- und Innendurchmesser[3]) des Ankers,

---

[1]) Die Gleichung folgt aus

$$T = C \frac{A_k'/z_b + A_b' \,.\, z_b}{\pi D_k z_b a (1 + 0{,}1 v_k)},$$

dabei hat man die Maße pro Bürste schon festgelegt, die Länge a je nach Größe der Type 10 bis 20 oder 30 bis 40 mm und die Dicke b etwa 2 bis 3 Segmente stark.

[2]) Zu a' schlägt man die doppelte Dicke $= 2\delta_1$ des Bürstenkastens ($\delta_1 = 2$ bis 5 mm, häufig = 0), den Spielraum s zwischen zwei Bürsten 5 bis 10 mm, sowie kleine Stücke (je 5 mm) an beiden Enden des Kommutators, sowie ein Stück x zum Einlöten oder Einschrauben der Wickelverbindungen (10 bis 50 mm), also

$$z_b\, a = (a' + 2\delta_1 + s) z_b + 10 + x.$$

[3]) Eventuell lasse man zweierlei radiale Tiefen bei einem Außendurchmesser zu, eine größere und eine kleinere.

die Kommutatordurchmesser und möglichst die ganzen Feldgestelle. Eine beschränkte Variation gestatte man in der achsialen Länge von Anker und Kommutator. Die Nutenzahl und Nutenform sollte man ebenso wie die Lamellenzahl und die Windungszahl der Spulen beliebig ändern können. Für Anker- und Feldwicklung sollte man sich möglichst an normalisierte Drähte und Stäbe halten. Verwendet man Segmente für die Ankerbleche, so ist anzustreben, daß alle vorkommenden Nutzahlen dieselbe Segmentzahl und auch dieselbe Segmentform liefern. Als allgemeinen Grundsatz kann man aufstellen: Unter Beibehaltung derselben mechanischen Teile, wie Ankerkörper, Welle, Kommutatornabe, Lager und Grundplatte, sowie unter Verwendung derselben Hilfsvorrichtung bei der Fabrikation, wie Wickelformen, Komplettschnitte, Modelle, Bohrlehren, Fräser etc., sollte man möglichst viel Typen decken, wobei nur Aenderungen vorgenommen werden, die obige Teile nicht oder nur wenig beeinflussen.

Von 1/8 PS bis 3000 KW könnte man z. B. mit folgenden Ankerdurchmessern in Millimetern auskommen: 75, 100, 125, 150, 200, 250, 300, 400, 500, 600, 700, 850, 1000, 1250, 1500, 1750, 2000, 2250, 2500, 3000, 3500, 4000, 5000; während für Kommutatoren eine Reihe mit etwa 3/4 der Werte völlig ausreicht.

Bezüglich Erwärmung disponiere man so, daß alle Teile, in denen Verluste erzeugt werden, möglichst gleich warm werden bezw. alle den gleichen Prozentsatz der vom Verband vorgeschriebenen Temperaturen erreichen.

Es ist dann eher möglich, die Typen zu überlasten oder in der Leistung heraufzusetzen, als wenn ein Teil besonders warm wird und ein anderer ganz kalt bleibt. Es ist zweckmäßig, die Leistung für Dauerbetrieb durch die Erwärmung, n i c h t durch die Funkenbildung begrenzen zu lassen, da dann die Maschinen eher stoßweise Ueberlastungen und höhere Leistungen bei aussetzendem Betriebe aushalten. Es ist eventuell zweckmäßig, die Typen in zwei verschiedenen Weisen zu nomieren, einmal für eine garantierte Uebertemperatur von $+ 35^0$ oder weniger und dann für $+ 50^0$. Die Leistungen für diese zwei Fälle verhalten sich etwa wie 1 : 1,3.

Die Isolation von Gleichstrommaschinen soll derart sein, daß sie die doppelte Betriebsspannung in warmem Zustand 1/2 Stunde aushalten (Verbandsnormalien); zweckmäßiger ist es, alle Maschinen von 100 bis 400 Volt mindestens mit 1200 Volt Wechselspannung (eff.) 1 Minute (kalt) zu prüfen, darüber alle Gleichstrommaschinen mit etwa dem dreifachen der Betriebsspannung als Wechselspannung eine Minute lang kalt. Auch der Kommutator muß eine solche Prüfung aushalten.

48. Besondere Typen.

Für Niederspannungsmaschinen (elektrolytische Maschinen) wähle man die Luftinduktion kleiner als für Maschinen von 115 Volt und darüber, auch $P : \tau$ kann kleiner, etwa 0,5 bis 0,6 sein. Die Umdrehungszahlen wähle man mäßig, jedenfalls nicht größer als die Mittelwerte in Fig. 3.

Die Ankerleiter und auch die Lamellen unterteile man so weit als möglich, um Wirbelströme zu vermeiden. Das Feld ist gut stetig abzuflachen. Man errege solche Maschinen fremd mit irgend einer vorhandenen Spannung.

Lademaschinen, die bei reduzierter Stromstärke etwa 30% erhöhte Spannung geben müssen, sollten mit einer niedrigen Zahl Ampèredrähte AS pro c bezw. einer kleinen Zahl AW_a pro Ankerpol und für die Normalspannung mit mäßig niedrigen Sättigungen im Feldgestell ausgelegt werden (11 bis 13000 im Pol). Auch die Zahnsättigung sollte 19000 nicht übersteigen. Bei der erhöhten Ladespannung kann man dann aber bis 16500 im Pol und auf 27000 in den Zähnen gehen. Für Dauerbetrieb würden solche Maschinen bei der Ueberspannung in der Regel zu heiß, bei der Normalspannung sind sie meist funkenempfindlich und regulieren schlecht. Bei allen Maschinen, die mit mehreren verschiedenen Spannungen betrieben werden sollen, ist darauf zu achten, daß im ungünstigsten Falle (bei kleinster Spannung) das Verhältnis $\frac{AW_{L+Z}}{AW_{a \text{ unter Pol}}}$ noch > 1 bis 1,5 ist. Außer den Lademaschinen gehören hierher auch Zusatzmaschinen, Motoren für variable Tourenzahl, ferner kombinierte Licht- und Bahngeneratoren für 470/550 Volt.

Doppelstrommaschinen, welche sowohl Gleichstrom als Drehstrom abzugeben haben, sind höchstens für Periodenzahlen unter 30 bis 35 zu empfehlen. Sie müssen mit besonders geringer Ankerreaktion und guter Reaktanz e_r ausgeführt werden; $\frac{AW_{\text{Luft + Zähne}}}{AW_{a \text{ unter Pol}}}$ sei $> 2,5$ bis 3, da der Drehstrom bei induktiver Belastung bezüglich Rückwirkung etwa wie der dreifache Gleichstrom wirkt.

Maschinen für sehr hohe Tourenzahlen sind schwer funkenfrei und namentlich schwer ohne Bürstenverstellung funkenfrei zu bauen. Man muß auf hohe Umfangsgeschwindigkeiten am Anker (bis gegen 100 m) und am Kommutator (bis gegen 40 m) gehen. Empfehlenswert ist die Verwendung besonderer Hilfsmittel (s. S. 167), d. h. von beweglichen oder bewickelten Hilfspolen, oder von Hilfswicklungen, welche ein geeignetes Kommutierungsfeld schaffen. Ein anderer Ausweg besteht darin, daß man die verlangte Type von A KW in zwei oder drei Ein-

heiten von $\frac{A}{2}$ bezw. $\frac{A}{3}$ KW zerlegt und auf gemeinsamer Welle betreibt. Auch die Verwendung von zwei oder mehr Kommutatoren nützt etwas.

Bogenlichtmaschinen für konstanten Strom und entsprechend der Lampenzahl variierende Spannung sind als serienerregte Maschinen mit sehr hoher Ankerreaktion ($AW_a >$ Feld-AW) zu entwerfen[1]). Die praktisch üblichen Typen[2]) haben Flachringanker und offene Wicklung (glatte Anker). Die Sättigungen im Magnetgestell sind hoch zu wählen, $B = 17\,000$ bis 18500 für Stahl und 9000 bis 11500 für Gußeisen, auch im Ankereisen ist die Induktion auf 15000 bis 20000 zu treiben[3]). Zur Variation der Klemmenspannung mit der Zahl der Lampen ist bei der Brush-Maschine ein Widerstand parallel zur Erregerwicklung vorgesehen, der durch einen Regulator automatisch justiert wird. Um praktisch genügend funkenlose[4]) Kommutation zu erreichen, muß man die Bürsten dauernd bis unter die Pole vorschieben, um von der variablen Ankerreaktion nicht allzusehr abhängig zu sein. Es ist deswegen die Selbstinduktion des Ankers nicht zu klein zu wählen, d. h. man kann mit verhältnismäßig wenig Segmenten auskommen. Außerdem sei die Polrand- oder Luftinduktion klein, etwa 1500 bis 3000.

49. Gewichte der aktiven Materialien.

Nach Durchrechnung einer Maschine ermittelt man die Gewichte der aktiven Materialien total und pro $\frac{KW}{u}$ 1000.

Das Ankerkupfer wiegt

$$G_k = \frac{Z\, l_m^m\, q^{mm^2}}{1000}\, 8{,}9 = \sim 0{,}5\, \frac{w_a}{i_s^2}\ \text{kg}$$

und pro KW bezw. KW : $u/_{1000}$

$$\frac{G_k}{KW} \text{ oder } \frac{G_k}{KW}\, \frac{u}{1000}.$$

Das Ankereisen hat ein Gewicht, sofern man das Nutenvolumen als Eisen rechnet,

$$G_E = \frac{\pi}{4}\,(D^2 - D_i^2)\, l_e \,.\, 7{,}8\ \text{kg}.$$

---

[1]) Bei solchen Maschinen muß die Ankerrückwirkung bei einer Stromzunahme das äußere Feld schwächen, so daß die Spannung sinkt; bei Kurzschluß müssen, ohne daß der Strom übermäßig zugenommen hat, die Anker-AW die Feld-AW völlig kompensieren.

[2]) Heutzutage ist in Amerika, wo die Serienbogenbeleuchtung noch sehr verbreitet ist, die Brush-Maschine die dominierende Type.

[3]) Diese hohen Sättigungen verhindern ein allzurasches Ansteigen der Klemmenspannung bei offenem Stromkreis.

[4]) Etwas grünliches Feuer zeigen diese Maschinen immer.

Das Feldkupfer wiegt (A_n gesamte Erregerwicklungsverluste)

$$G_F = 8{,}9\ q_n^{mm^2} z_n l_m^{km} \cdot 2p = \sim \frac{178}{A_n}\left(\frac{AW_{tot}}{1000}\right)^2 l_m.$$

Weiter bestimme man das Gewicht des Kommutatorkupfers, der Pole, der Polschuhe und des Joches[1]) (spez. Gew. für Gußeisen 7,2, für Stahlguß 7,7, für Schmiedeeisen 7,8). Das Gewicht der ganzen Maschine ist etwa (Fischer-Hinnen):

$$G = c\left(\frac{KW}{u}\ 1000\right)^{2/3},$$

wovon etwa 20% auf den Anker entfallen. $c = 80$ bis 150.

Zur Kontrolle der Wirtschaftlichkeit eines Entwurfs berechnet man die Gewichte der aktiven Materialien, bezogen auf die spezifische Leistung $\frac{KW}{u}\ 1000$; ausgeführte Maschinen zeigen folgende Werte:

Ankereisen pro KW; 2 bis 11 kg,

pro $\frac{KW}{u}\ 1000$ für kleine Maschinen[2]): 4 bis 1,0 kg,

„ $\frac{KW}{u}\ 1000$ „ größere „ [3]): 2 bis 0,5 „

Ankerkupfer pro KW; 0,3 bis 3,0 kg,

pro $\frac{KW}{u}\ 1000$ für kleine Typen: 1,5 bis 0,3 kg,

„ $\frac{KW}{u}\ 1000$ „ größere „ : 0,5 bis 0,05 „

Erregerkupfer[4]) pro KW: 2 bis 10 kg,

pro $\frac{KW}{u}\ 1000$ für kleine Typen: 0,8 bis 3,5 kg.

„ $\frac{KW}{u}\ 1000$ „ größere „ : 0,3 bis 1,5 „

[1]) Ist die radiale Segmenttiefe $b_1 + b_2$, und zwar b_2 das Stück, das den Schwalbenschwanz trägt, so kann man das Kommutatorgewicht setzen

$$= 8{,}9\left[D_k^2 - \left\{D_k - 2\left(b_1 + \frac{b_2}{2}\right)\right\}^2\right]\frac{\pi}{4}\ l_k,$$

alles in dm. Das Polgewicht ist 7,7 × Polquerschnitt × Pollänge × Polzahl; die Polschuhe lassen sich ebenso oder durch einen Zuschlag von 10 bis 20% berücksichtigen. Das Jochgewicht ist 7,2 oder 7,7 × Jochquerschnitt × π × mittlerer Jochdurchmesser.

[2]) Bis etwa 100 KW.

[3]) Ueber 100 KW.

[4]) Die gesamte Kupfermenge ist in der Regel ein Minimum, wenn Ankerkupfer = Feldkupfer, was nur bei guter Reaktanz möglich ist (Electrician 5. Juni 1903), meist ist Feldkupfer > 2 mal Ankerkupfer.

Kommutatorkupfer: 0,5 bis 1,5 kg pro KW bei 550 Volt,
1,0 bis 4 kg pro KW bei 150 Volt

für 230 Volt dazwischenliegende Werte;

pro $\frac{KW}{u}$ 1000: 0,05 kg bis 0,7 kg bei 550 Volt,
0,2 „ bis 2 „ bei 120 Volt

für 230 Volt Zwischenwerte.

Pol- und Polschuhe: 3 bis 12 kg pro KW für Stahl und Schmiedeisen,

0,5 bis 4 kg pro $\frac{KW}{u}$ 1000.

Joch: 4 bis 30 kg pro KW
0,5 bis 5 kg pro $\frac{KW}{u}$ 1000 } für Stahl und Schmiedeeisen.

Für Gußeisen etwa das Doppelte.

Für Totalgewichte und gesamte Ankergewichte verweise ich auf den konstruktiven Teil (II. Band).

Ein Vergleich der aktiven Gewichte einer 200 KW-Maschine, die einmal mit einer Dampfmaschine von 100 Touren und einmal mit einer Lavalturbine von 900 Turbinen gekuppelt wird, sind die folgenden:

	Kupfergewicht pro KW	Kommutatorgewicht pro KW
200 KW 100 T.	10,6	4,3
200 KW 900 T.	2,8	2,1

Damit man sich ein Bild über die Gesamtkosten der aktiven Materialien machen kann, gebe ich hier vorläufig an:

Material	Preis pro kg Mark
Kupferdraht $< 0,5$ mm Φ	3,5 bis 7
$> 0,5$ mm Φ	2 bis 3
Kupferstäbe	2
Gußeisen	0,2 bis 0,3
Stahlguß	0,4 bis 0,7
0,5 mm Eisenblech	0,3 bis 0,4

50. Beispiele.

Nachstehend sind in einem Formular die ganzen Berechnungen einiger typischen Dynamomaschinen vollständig zusammengestellt:

BRÜNN, den 11. Juni. *Ordre-Nr. A 565.* *Berechnungs-Nr. 712.*

Modell MP[1]). *8 Pole. 625 KW. 315 Touren. 500/550 Volt*[2]). *1140 Amp.*
... PS. *2 Lager, Kompoundmaschine.*

Anker (Maße in mm).

Durchmesser außen		1600	
Durchmesser innen		1100	
Umfangsgeschwindigkeit		26,4	m/Sek.
Luftkanäle	3 à	10	
Ankerbreite	310, eff.	246	
Breite samt Wicklung		720	
Luftspalt		12	
Polbogen		475	
Polbogen: Teilung		0,75	
Breite: Teilung		0,49	
Pol- und Polschuhform (Skizze!) beide massiv	Pol oval Polschuh	370 × 310 475 × 310	
Periodenzahl		21	
Elektromotorische Kraft		562	
Strom pro Zweig		145	
Nutenzahl		228	
Nutenfrequenz	$= \frac{u\,n_z}{60} =$	1200	
Nuten breit 10,5	Zahnbreite außen	11,6	
Nuten tief 37	Zahnbreite innen	10,5	
Effektive Leiter pro Nut		4	
Leiterquerschnitt blank 3,5 × 15	isoliert	4,5 × 16	
Leiter parallel		1	
Stromdichte, Amp./mm²		2,7	
Ankerkreise 2a		8	
Schaltung		Schleifen	
Leiterschritt	$y_1 = 109$	$y_2 = 107$	
Nutschritt		$y_n = 26$	
$\frac{\text{Nutschritt}}{n_z : 2p}$ [3])		$0{,}91_5$	
Nutbild (Holzkeil 3,5 × 10,5)	wie Fig. 41 zu zeichnen		
Kupferquerschnitt: Nutquerschnitt	$\frac{4 \times 3{,}5 \cdot 15}{10{,}5 \times 37} = 0{,}5_4$		
Totale Länge eines Leiters		1170	
4 Bandagen zu 20 Drähten	2 mm Φ (Phosphorbronze)		
Ankerwiderstand bei 60° C.		0,0076 Ω	

[1]) MP = mehrpolig.

[2]) 500 Volt leer und 550 Volt Vollast. Man füge unter „Anker" eine Maschinenskizze ein.

[3]) n_z = Nutzahl total.

Abfall $J_a W_a$	8,8 Volt
Ampèredrähte pro cm	263
AW_a pro Pol	8300
AW_g	2100
AW_q	6200

Kollektor. (Skizze!)

Durchmesser	950
Länge	380
Segmentzahl	456
Segmentbild, 50 mm tief, oben 5,92 dick, unten	5,20
Dicke der Isolation	0,7
Zahl der Stifte	8
Bürstenmaße	35 × 18
Bürstenzahl pro Stift	9
Bürstenmaterial	Kohle
Abstand zweier Stifte	370
Ampère pro cm^2	5,1
Umfangsgeschwindigkeit	15,7
Bedeckte Lamellen	$2,7_5$
Spannung zwischen zwei Lamellen	9,7 Volt
Uebergangswiderstand total	0,00185 Ω
Spannungsabfall	2,2 Volt
L	$880 . 10^{-8}$
n_c (Frequenz der Kommutierung)	435
e_r (Reaktanzspannung)	2,2 Volt
q (Seite 158)	$1,6_8$ [1]

Spulen. (Skizze!)

	Nebenschluß:		Serienwicklung:
Windungen	21 × 67 = ∾	1400	5
Draht blank 2,5 Φ	isoliert	2,9	(100 × 1) × 10; Isolation 0.1 mm
Drahtquerschnitt		4,9	1000
Mittlere Länge		1,34 m	1,34 m
Spulenhöhe		200	110
Spulendicke		60	60
Kupferquerschnitt: Wickelraum		0,55	0,55 (insgesamt)
$Strom_{max}$	bei 550 Volt	6,5	1060 [2]
$Strom_{min}$	bei 500 Volt	5,9	
Stromdichte		1,2	1,06
Widerstand bei 60°		6,1 Ω	0,000107 Ω
Widerstand kalt		5,5 Ω	
Regulator, Ohm_{max} (kalte Maschine)		3 Ω	0,00142 Ω (Shunt)
Regulator, Ohm_{min} (warme Maschine)		2,4 Ω	
Anlasser, Ohm_{max}	für Motoren		
Anlasser, J_{max}			

[1] Es wäre gut, P : τ < zu machen.

[2] 80 Ampère gehen durch einen Nebenschluß.

Charakteristik.

	Querschnitt c^2	Weg c	K_a voll (550 V.)	B voll	aw pro c	AW voll	K_a leer (500 V.)	B leer	aw pro c	AW leer
Luft	1440	1,2	11,8	8200	6560	7900	10,4	7200	5800	6900
Anker	530	26	5,9	11300	6	160	5,2	10000	4	100
Zahn außen scheinbar	650	—	11,8	18300	—	—	—	—	—	—
Zahn außen wirklich	—	—	—	18100	—	—	—	—	—	—
Zahn innen scheinbar	590	3,7	—	20200	175	700	10,4	17400	80	300
Zahn innen wirklich	—	—	—	19900	—	—	—	—	—	—
Zahn Mitte scheinbar	618	—	—	19200	—	—	—	—	—	—
Zahn Mitte wirklich	—	—	—	19000	—	—	—	—	—	—
AW_f	—	—	—	—	—	8760	—	—	—	7300
$AW_f' = \sqrt{(AW_f + AW_g)^2 + AW_q^2}$	—	—	—	—	—	12500	—	—	—	—
Polrand	1480	—	11,8	8000	—	—	10,4	7000	—	—
Pol	941	34	14,0	14900	32	1100	11,7	12400	16	550
Joch	560	49	7,0	12500	15,5	800	5,9	10600	9	450
	AW total bei Vollast					14400	AWtot.leer(500 V.)			8300
	Serien-AW					5300	AW bei 550 V.			9100

Man berechne noch einige andere Werte von AW für verschiedene E_k.

Amplitude der Schwankung der Polrandinduktion	**420**
Spannungserhöhung von voll auf leer	**50 Volt**
Max. Abweichung vom gradlinigen Anstieg 500 nach 550 Volt	**5%**
Streulinien leer	**1,3**
Streulinien voll	**2,2**
Streukoeffizient leer	**1,12**
Streukoeffizient voll	**1,18**
$\frac{D}{p}$	**400 mm**
$\frac{KW\,(PS):10^6}{D^2 l u}$	**= 2,5 für c**
$\frac{KW \cdot 10^{12}}{D^2 l u \cdot \frac{P}{\tau} B_{rd} \cdot AS}$	**= 1,6 für c**
Dl : KW	**8 in c**
K . p	**47**
$\frac{\sqrt{KW}}{K \cdot p}$	**0.53**
$\frac{\text{AW Luft und Zähne}}{AW_a \text{ unter Pol}}$	$\frac{8760}{6200} = 1{,}4$
Polschuhdicke	**20**
Pollänge	**340**
Jochdicke	**140**
Aeußerster Maschinendurchmesser	**2650**
Totale Länge	**1150**

Verluste für Vollast und 550 Volt	Watt	Oberfläche dm^2	v m/sek	Erwärmung	Watt/qdm
Ankerkupfer total	10000	365 [1]	26,4	17°	—
Ankerkupfer im Eisen . .	2700	—	—	32.5°	60
Eisenverluste in den Zähnen [2]	2000	—	—	—	—
Eisenverluste im Anker [3] .	9700	—	—	—	—
Polschuhverluste (?) . . .	—	—	—	—	—
Nebenschlußwicklung . . .	2600	8 . 30,5	—	33°	10.6
Nebenschlußrheostat . . .	1000	—	—	—	—
Serienwicklung	1200	8 . 16.8	—	27°	9
Serienshunt	100	—	—	—	—
Kollektor (Widerstand) . .	2450	114	15,7	27°	34
Kollektor (Reibung) . . .	1400	—	—	—	—
Lager- und Luftreibung . .	—	—	3,6	26°	—
(4700 + 2700) 1,2 . . . . =	9000	—	3,1	22°	—

Totale Verluste 39450

$\frac{\text{Leerverluste}}{\text{Lastverluste}}$ . . . . . . $\frac{25700}{13750} = 1,9$ (ohne Lagerreibung $\frac{16700}{13750} = 1,2$)

Wirkungsgrad 3/2 L = $0,94_5$
" 5/4 L = 0,95
" 1/1 L = 0,94 . . . max. Wirkungsgrad bei etwa 1,3facher Last
" 3/4 L = 0,93
" 1/2 L = 0,84

Riemenscheibenlager Maße . . . . 220 . 440

Kollektorlager . . . . 190 . 380

3. Lager . . . . —

Gewichte und Preise.

	Gewicht in kg			Preis	
	total	pro KW	pro $\left(\frac{KW}{u}1000\right)$	Einheit ℳ	total ℳ
Aktives Kupfergewicht vom Anker . . .	500	0,8	0,25	2	1000
" " " Feld Neben-	650	2	$0,6_3$	2,2	2750
" " " Feld Serien-	600				
" " " Kommutator .	390	$0,6_3$	0.2_0	2	780
Aktives Eisengewicht vom Anker Zähne	180	3	0,95	0,35	660
Aktives Eisengewicht vom Anker Kern .	1700				
" " der Polschuhe	2200	3,5	1,1	0,5	1100
" " der Pole . .					
" " des Joches . . .	3300	5,3	1,6	0,5	1650
Gesamtes aktives Material	9520	$1,5_2$	4,8	—	7940
Aktives Material im Anker samt Kommutator	2770	4,4	1,4	—	—
Gesamtes Kupfer	2140	3,4	1,1	—	—

Unterschrift: X. Y.

[1] $\pi D (l_a + 2 l_N)$.

[2] Davon sind ca. 20% Wirbelströme, der Rest Hysteresis.

[3] 15% Wirbelströme.

2. Beispiel.

Modell A. 10 Pole. 550 KW. 240 Touren. 500 Volt. 1100 Amp.

Anker (glatter Anker).

Blechdurchmesser außen	1600
Blechdurchmesser innen	1350
Umfangsgeschwindigkeit (Wicklung außen)	20,4 m/sek.
Luftkanäle	keine
Breite . . . 450, eff.	390
Luft . . . mechanisch: 5,0 mm; elektrisch: $8_{,5} + 2 + 5{,}0 =$	15,5
Polbogen	440
Polbogen: Teilung	0,86
Breite: Teilung	0,87
Polschuh	430 × 440 massiv (Stahl)
Pol	280 × 380
Perioden	20
Elektromotorische Kraft	515
Strom pro Zweig	140
Stabzahl (eine Lage)	808
Leiterquerschnitt blank 4,8 × 8 (Kabel) . . . isoliert	5,3 × 8,5
Leiter parallel	1
Stromdichte	4,6
Ankerkreise 2a	8
Schaltung	Serienparallel (unsymmetrisch) 4fach geschlossen Seitenwicklung (Evolventen)
Leiterschritt	$y_1 = 79 \quad y_2 = 81$
Abfall $J_a W_a$	9,7
Ankerwiderstand bei 60° C.	0,0088
Ampèredrähte pro cm	240
AW_a pro Pol	6200

Kollektor.

Durchmesser	1000
Länge	225
Segmentzahl	404
Dicke der Isolation	0,8
Zahl der Stifte	10
Bürstenmaße	Kohle . 7 × 30 Kupfer 5 × 30
Bürstenzahl pro Stift	3 Kohle + 3 Kupfer
Abstand zweier Stifte	315
Ampère pro cm² Kupfer 44, . . . Kohle	5
Umfangsgeschwindigkeit	12,6
Bedeckte Lamellen (C + Cu)	$1{,}5_5$
Spannung zwischen zwei Lamellen	12,4
Uebergangswiderstand total	0,00089 Ω
Spannungsabfall	0,9 Volt
L	$720 \cdot 10^{-8}$
n_c	240
e_r	1 Volt

Spulen.

Nebenschluß:

Windungen		810
Draht blank 3,8 Φ	isoliert	4,2
Drahtquerschnitt		11,3
Mittlere Länge		1,5 m
Spulenhöhe		200
Spulendicke		80
$Strom_{max}$		15
Stromdichte		$1{,}3_2$
Widerstand bei 60°		5,7

Charakteristik	Querschnitt c^2	Weg c	K voll	B voll	a	AW voll
Luft	2070	1,55	12,8	6200	4950	7700
Anker	490	20	6,4	13000	12	250
AW_f	—	—	—	—	—	8000
$\sqrt{AW_f^2 + AW_a^2}$	—	—	—	—	—	10200
Polrand	1900	—	12,8	—	—	—
Pol	1060	23	15,4	14500	28	650
Joch	510	36	7,7	15000	33	1200
	AW total bei Vollast					12100

Streukoeffizient voll . . . 1.2

$\frac{D}{p}$ . . . = 320

$\frac{KW(PS) : 10^6}{D^2 L u}$ . . . = 1,9

K . p . . . = 64

$\frac{\sqrt{KW}}{K \cdot p}$ . . . = 0,37

$\frac{\text{AW Luft und Zähne}}{AW_a \text{ unter Pol}}$ . . . $= \frac{8000}{5400} = 1{,}5$

3. Beispiel.

Modell MP. 6 Pole. 900 KW. 1000 Touren. 470 Volt. 1920 Amp. Turbodynamo.

Anker.

Durchmesser außen		1100
Durchmesser innen		500
Umfangsgeschwindigkeit		58 m/Sek.
Luftkanäle	2 à	10
Breite	230, eff.	190
Breite samt Wicklung		560
Luft		12
Polbogen		410
Polbogen: Teilung		0,71
Breite: Teilung		0,4
Polschuh	410 ⌒	225 lamelliert
Pol	240 ⨯	370 oval
Perioden		50
Elektromotorische Kraft		475

Strom pro Zweig		325
Nutenzahl		150
Nutenfrequenz		2500
Nuten breit 12,5	Zahnbreite außen	10,5
Nuten tief 30	Zahnbreite innen	9,2
Effektiver Leiter pro Nut		2
Leiterquerschnitt blank		(3 ×) 3,2 × 10
Leiter parallel		3
Stromdichte		3,34
Ankerkreise 2a		6
Schaltung		Schleifen
Leiterschritt	$y_1 = 47$	$y_2 = 45$
Nutschritt		23
$\frac{\text{Nutschritt}}{n_z : 2p}$		$\frac{23}{25} = 0{,}9_2$
Nutbild (Skizze)	Aluminiumkeil	6 × 10,5
Totale Länge eines Leiters		1060
Abfall $J_a W_a$		4,3 Volt
Ankerwiderstand bei 60° C.		0,0022 Ω
Ampèredrähte pro cm		280
AW_a pro Pol		8000
AW_g		2300
AW_q		5700

Kollektor.

Durchmesser	500
Länge	260
Segmentzahl	150
Zahl der Stifte	6
Bürstenmaße	10 × 30
Bürstenzahl pro Stift	7
Bürstenmaterial	Kupfer
Abstand zweier Stifte	265
Ampère pro cm²	30
Umfangsgeschwindigkeit	26,5
Bedeckte Lamellen	1
Spannung zwischen zwei Lamellen	18 Volt
Uebergangswiderstand total	0,00038
Spannungsabfall	0,7 Volt
L	$290 . 10^{-8}$
n_c	1320
e_r	5 Volt [1]
q'	2,4

Spulen.

Nebenschluß:

Windungen		1920 = 110 × 17,5
Draht blank 3,1 Φ	isoliert	3,5
Drahtquerschnitt		7,5
Mittlere Länge		1,31 m

[1] Die Maschine würde besser mit 2 Kommutatoren gebaut.

Spulenhöhe	370
Spulendicke	60
$Strom_{max}$	9
Stromdichte	1,2
Widerstand bei 60°	40 Ω

Charakteristik	Querschnitt c^3	Weg c	K voll	B voll	aw	AW voll
Luft	930	1,2	9,5	10200	8200	9800
Anker	512	23	$4{,}7_5$	9300	3	100
Zahn außen } scheinbar	475	—	9,5	20000	—	—
„ innen } scheinbar	—	3	—	22800	—	—
„ Mitte } scheinbar	—	—	—	21400	375	1100
AW_f	—	—	—	—	—	11000
$\sqrt{(AW_f + AW_q)^2 + AW_g^2}$	—	—	—	—	—	14400
Polrand	920	—	9,5	10300	—	—
Pol	760	40	11,4	15000	33	1700
Joch	440	63	11,4	13000	18	1100
	AW total bei Vollast					17200

Streukoeffizient voll	1,2
$\frac{D}{p}$	= 370 mm
$\frac{KW\,(PS) : 10^6}{D^2 l u}$	= 3,2
K . p	= 28,5
$\frac{\sqrt{KW}}{K . p}$	= 1,06
$\frac{\text{AW Luft und Zähne}}{AW_a \text{ unter Pol}}$	$= \frac{11000}{5700} = 1{,}94$
Polschuhdicke	25
Pollänge	40
Jochdicke	150
Aeußerster Maschinendurchmesser	2300
Totale Länge samt Kommutator	850

Verluste		Watt	Oberfläche qdm	v	Erwärmung	Watt/qdm
Ankerkupfer total		8200	194	58	—	—
Ankerkupfer im Eisen		1800	—	—	T' = 30°	140
Eisenverluste i. d. Zähnen	Hysteresis	2000	—	—	T = 24°	—
	Wirbelströme	1000				
Eisenverluste im Anker	Hysteresis	11500	—	—	—	—
	Wirbelströme	4000				
Nebenschlußwicklung		3250 }	337	—	29°	9,6
Nebenschlußrheostat		1000 }				
Serienwicklung		—	—	—	—	—
Serienshunt		—	—	—	—	—
Kollektor (Widerstand)		1450 }	41	26,5	30°	54
Kollektor (Reibung)		1750 }				

Totale Verluste 34 150

$\frac{\text{Leerverluste}}{\text{Lastverluste}}$ . . . . $\frac{24\,500}{9650} = 2{,}5$

Wirkungsgrad ohne Lager . . . . Vollast 96,5 %

Gewichte und Preise.

	Gewicht		Preis	
	kg total	pro KW [1])	Einheit ℳ	total ℳ
Aktives Kupfergewicht: Anker	270	0,3	2	540
„ „ Feld	1000	1,1	2,5	2500
„ „ Kommutator .	134	$0{,}1_5$	2	270
Aktives Eisengewicht: Anker . Zähne	{ 67 960	1,4	0,35	370
„ „ Polschuh } „ „ Pol } . . .	1600	1,8	0,50	800
„ „ Joch	2300	2,6	0,50	1150
Gesamtes aktives Material	6330	7	—	—
Aktives Material im Anker	1430	1,6	—	—
Gesamtes Kupfer	1404	$1{,}5_6$	—	—
				5630

4. Beispiel.

Modell . . . 8 Pole. 75 KW. 180 Touren. 500/550 Volt. 140 Amp.

Anker.

Durchmesser außen		1000
Durchmesser innen		725
Umfangsgeschwindigkeit		9,5
Luftkanäle	2 à	10
Breite	220, eff.	190
Breite samt Wicklung		670
Luft		6
Polbogen		300
Polbogen: Teilung		0,76
Breite: Teilung		0,56
Perioden		12
Elektromotorische Kraft		572
Strom pro Zweig		70
Nutenzahl		137
Nutenfrequenz		411
Nuten breit 11	Zahnbreite außen	12
Nuten tief 31	Zahnbreite innen	10,6
Effektive Leiter pro Nut		6
Leiterquerschnitt blank 2 × 12	isoliert	2,5 × 12,5

[1]) Zugleich pro $\frac{\text{KW}}{\text{u}}$ 1000.

Leiter parallel	1
Stromdichte	3.1
Ankerkreise 2a	2
Schaltung	Einfache Wellen
Leiterschritt	$y_1 = y_2 = 103$
Nutschritt	17
$\frac{\text{Nutschritt}}{n_z : 2p}$	1
Kupferquerschnitt : Nutquerschnitt	0.42
Totale Länge eines Leiters	750
Ankerwiderstand bei 60° C.	0,13 Ω
Abfall $J_a W_a$	18 Volt
Ampèredrähte pro cm	182
AW_a pro Pol	3600
AW_g	870
AW_q	2730

Kollektor.

Durchmesser	650
Länge	95
Segmentzahl	440
Dicke der Isolation	0,8
Zahl der Stifte	8
Bürstenmaße	12 × 25
Bürstenzahl pro Stift	2
Bürstenmaterial	Kohle
Abstand zweier Stifte	255
Ampère pro cm²	5,8
Umfangsgeschwindigkeit	6.1
Bedeckte Lamellen	2,4
Spannung zwischen zwei Lamellen	10,7
Uebergangswiderstand total	0,0146
Spannungsabfall	2 Volt
L	$585 . 10^{-8}$
er	0,33 Volt

Spulen.

	Nebenschluß:	Serienwicklung:
Windungen	2160	10
Draht blank 1,7 Φ isoliert	2,1	2 × 1,5 × 35
Drahtquerschnitt	2,25	110
Mittlere Länge	0,96	0,94
Spulenhöhe	190	40
Spulendicke	50	40
Strom_{max}	3	118
Strom_{min}	2,7	—
Stromdichte	1,3	1,1
Widerstand bei 60°	14,8 Ω	0,014
Regulator, Ohm_{max}	6,1 Ω	—
Regulator, Ohm_{min}	4,1 Ω	—

Charakteristik	Querschnitt cm^2	Weg c	K voll	B voll	aw	AW voll	K leer	B leer	aw	AW leer
Luft	600	0,6	5,78	9600	7680	4608	5,08	8450	6760	4064
Anker	262 × 2	16	5,78	11000	5,5	88	5,08	9700	3,5	56
Zahn außen	330 }			17400	85			{ 15400		
Zahn innen	310 }	3,1	5,78	18600	150	465	5,08	{ 16300	45	∼140
Zahn Mitte	293 }			19800	210			{ 17400		
AW_f	—	—	—	—	—	5160	—	—	—	—
$\sqrt{AW_f^2 + AW_a^2}$	—	—	—	—	—	6300	5,08	—	—	4260
Polrand	660	—	—	8700	—	—	—	—	—	—
Pol	454	25	6,5	14300	26	650	$5,5_7$	11100	10	250
Joch	500 (2 × 250)	37	6,5	13000	17	630	$5,5_7$	10600	9	333
	AW total bei Vollast					7580	AW total leer			5840
	AW Serie					1180	AW bei 550 Volt			6400

Streulinien voll . . . . ∼ 0,72 × 10^6

Streulinien leer . . . . ∼ 0,49 × 10^6

Streukoeffizient { leer 1,10
Streukoeffizient { voll 1,125

$\frac{D}{p}$ . . . . = 250

$\frac{KW(PS) : 10^6}{D^2 L u}$ . . . . = 1,9

Dl : KW . . . . 295 in mm

K . p . . . . = 23,1

$\frac{\sqrt{KW}}{K . p}$ . . . . = 0,375

$\frac{\text{AW Luft und Zähne}}{AW_a \text{ unter Pol}}$ . . . . = $\frac{5093}{2700}$ = 1,88

Verluste	Watt	Erwärmung
Ankerkupfer total	2400	—
Eisenverluste in den Zähnen	350	28°
Eisenverluste im Anker	1450	—
Nebenschlußwicklung und Rheostat	1650	—
Serienwicklung } Serienshunt }	600	31°
Kollektor (Widerstand)	500	—
Kollektor (Reibung)	50	28°
Lager und Luftreibung (1 Lager)	400	—

Totale Verluste . . . . 7200.

Wirkungsgrad . . . . Vollast 91,2 %

5. Beispiel.

Modell . . . 14 Pole. 60/70 KW. 250 Touren. 110/150 Volt. 545/466 Amp.

Anker.

Durchmesser außen		925
Durchmesser innen		720
Umfangsgeschwindigkeit		12,1
Luftkanäle		1 à 10 (2 Endkanäle à 5)
Breite	180, eff.	153
Luft		4
Polbogen: Teilung		0,79
Breite: Teilung		0,87
Polschuhe	lamelliert	170 × 166
Perioden		29,2
Elektromotorische Kraft		116/156
Strom pro Zweig		139/120
Nutenzahl		117
Nutenfrequenz		488
Nuten breit 13,4	Zahnbreite außen	11,4
Nuten tief 25	Zahnbreite innen	10,1
Effektive Leiter pro Nut		4
Leiterquerschnitt	blank	5 × 10
Leiter parallel		1
Stromdichte		2,77/2,40
Ankerkreise 2a		4
Schaltung		2fache Wellen einfach geschlossen
Leiterschritt		$y_1 = y_2 = 33$; eine tote Spule
Nutschritt		8
Abfall $J_a W_a$		3,18/2,72 Volt
Ankerwiderstand bei 60° C.		0,0058
Ampèredrähte pro cm		223/193
AW_a pro Pol		2400/2080

Kollektor.

Durchmesser	530
Länge	200
Segmentzahl	233
Zahl der Stifte	14
Bürstenmaße	16 × 32
Bürstenzahl pro Stift	4
Bürstenmaterial	Kohle
Abstand zweier Stifte	120
Ampère pro cm²	3,9/3,4
Umfangsgeschwindigkeit	6,93
Bedeckte Lamellen	2,24
Spannung zwischen zwei Lamellen	6,6/9
Spannungsabfall	2,31/2,02 Volt
L	$288 . 10^{-8}$
nc	140

er . . . . 0,26 Volt
q' . . . . 0,9 [1])

Spulen.

Nebenschluß:	110 Volt	150 Volt
Windungen	470	—
Draht blank 3,4 . . . isoliert	3,7	—
Drahtquerschnitt	9,07	—
Mittlere Länge	0,62	—
Spulenhöhe	163	—
Spulendicke	42	—
$Strom_{max}$	9	13,7
$Strom_{min}$	5,7	11,7
Stromdichte	0,99	1,51
Widerstand bei 60° total	9 Ohm	—
Regulator, Ohm_{max}	11,9 Ω	5,3 Ω
Regulator, Ohm_{min}	3,2 Ω	2 Ω

Charakteristik	Querschnitt	Weg c	K 110 V.	B 110 V.	AW 110 V.	K 150 V.	B 150 V.	AW 150 V.
Luft	226	0,4	1,71	8100	2600	2,3	11000	4060
Anker	118	9,6	—	7200	24	—	9700	43
Zahn außen	123	—	—	13900	42	—	18700	467
Zahn innen	109	2,5	—	15700	—	—	21100	—
Ankerrückwirkung	—	—	—	—	804	—	—	420
Polrand	283	—	—	6050	—	—	8100	—
Pol	161	20	1,96	12200	260	2,64	16400	1320
Joch	135	16	—	7300	80	—	9800	120
	AW total bei Vollast (110 Volt)				3810	AW tot. Voll. (150 V.)		6430
	AW leer				2700	AW leer		5300

Streukoeffizient voll 1,15

$\dfrac{\text{KW (PS)} : 10^6}{D^2 L u}$ . . . . = 1,56/1,82

$\dfrac{\text{AW Luft und Zähne}}{AW_a \text{ unter Pol}}$ . . . . = 1,35/2,75

Verluste	Watt 110 V.	Watt 150 V.
Ankerkupfer total	1730	1270
Eisenverluste in den Zähnen	365	520
Eisenverluste im Anker	695	1210
Nebenschlußwicklung und Rheostat	1000	2055
Kollektor (Widerstand)	1290	965
Kollektor (Reibung)	390	390
Totale Verluste	5470	6310

Wirkungsgrad[2]) 1/1 L = 91,6 | 91,7 %
" 3/4 L = 91,2 | —
" 1/2 L = 90 | —
. . . . . Erwärmung durchweg < 30°

[1]) P : τ sollte etwas kleiner sein.

[2]) 2. Spalte für 150 Volt.

6. Beispiel.

Motor-Modell . . . 2 Pole. ½ PS. 1500 Touren. 220 Volt. 2,2 Amp.

Anker.

Durchmesser außen		99
Durchmesser innen		18
Umfangsgeschwindigkeit		7,8
Luftkanäle		keine
Breite	76, eff.	68
Luft		1
Polbogen: Teilung		0.55
Pol- und Polschuhform	ganzes Gehäuse lamelliert,	keine Polschuhe
Perioden		25
Elektromotorische Kraft		203
Strom pro Zweig		1,1
Nutenzahl		12
Nutenfrequenz		300
Nuten nahe geschlossen, Zahnbreite	konstant	= 9 mm
Nutbreite	oben 12,5, unten	10,5
Nuttiefe		12,5
Nutschlitz		5 × 0,5
Effektive Leiter pro Nut		180
Leiterquerschnitt blank 0,55 Φ	isoliert	0,75
Leiter parallel		1
Stromdichte		4,3
Ankerkreise 2a Wellen		2
Ankerwiderstand bei 70° C.		7,8 Ω
AS		70
AW_a pro Pol		540

Kollektor.

Durchmesser		60
Länge		32
v_k		4,7
Segmentzahl		36
Bürsten	2 Stifte à 1 Stück	15 × 9,5
Abstand zweier Stifte		94
Ampère pro cm²		1,4
Bedeckte Lamellen		1,8
Spannung zwischen zwei Lamellen		12,2
Uebergangswiderstand an den Bürsten		0,4 Ω
L		$136000 \cdot 10^{-8}$
n_c		248
e_r		1,5 Volt

Spulen.

Nebenschluß:

Windungen pro Spule	5040
Draht blank	0,3
Wickeltiefe	30
Stromdichte	2,6

Widerstand bei 70°	1210 Ω
Flux pro Pol	0,37
Polrandinduktion	5700
Induktion: Pol	8200
„ Joch	11000
„ Anker	10000
„ Zähne	19000
Feld-AW bei Vollast	910
Streukoeffizient	1,15
$\frac{\text{AW Luft und Zähne}}{\text{AW}_a \text{ unter Pol}}$	= 2
$\frac{\text{PS} \cdot 10^6}{\text{D}^2 \text{l u}}$	= 0,44

Verluste	Watt
Ankerkupfer und Bürstenwiderstand	33
Eisenverluste + Reibung [1])	44
Erregung	40
Gesamtverluste	117
Wirkungsgrad bei Vollast	76%

$\frac{\text{Touren leer}}{\text{Touren Vollast}}$ = 1,06

Erwärmung:		Gewichte:	
Anker	+ 35°	Ankerkupfer	0,93 kg
Kommutator	+ 30°	Feldkupfer	2,8 kg
Feld	+ 50°	Ganze Maschine	28,8 kg

Bei Kapselung hat der Motor eine Oberfläche von 16,6 qdm, also erreicht er dann eine Uebertemperatur $T = 900 \frac{117}{1660} = 63°$ für volle Leistung.

7. Beispiel.

4 Pole. 13 PS. 725 Touren. 500 Volt. 22 Amp.

Serienmotor für intermittierenden Betrieb; hat seine Leistung nur eine Stunde bei den in den Verbandsnormalien gegebenen Erwärmungen zu liefern. Reversirmotor.

Anker.

Durchmesser außen		306
Durchmesser innen		130
Umfangsgeschwindigkeit		11,6 m (bei 3facher Tourenzahl 35 m)
Luftkanäle	1 à	10
Breite	110, eff.	90
Luft		2
Polbogen: Teilung		0,72
Perioden		25
Nutenzahl		49

[1]) Kugellager.

Nuten breit		8,5
Nuten tief		26
Effektive Leiter pro Nut		24
Leiterquerschnitt blank 1,8	isoliert	2,1
Leiter parallel		1
Stromdichte		4,35
Ankerkreise 2a		2
Schaltung		Wellen
Ampèredrähte pro cm		135
AW_a pro Pol		1620

Kollektor.

Durchmesser	200
Länge	80
Segmentzahl	147
Zahl der Stifte	4
Bürstenmaße	32 × 9,5
Bürstenzahl pro Stift	1
Bürstenmaterial	Kohle
Abstand zweier Stifte	160
Ampère pro cm²	3,6 [1]
Umfangsgeschwindigkeit	7,55 (bei 3facher Tourenzahl bis 23 m)
Bedeckte Lamellen	2,2
Spannung zwischen zwei Lamellen	13,6
L	$4280 \cdot 10^{-8}$
n_c	238
e_r	0,45 Volt bei Vollast; 0,63 Volt bei doppeltem Drehmoment (nur 1,4fach)

Spulen.

Serienwicklung:

Windungen		188
Draht blank 3 × 3	isoliert	3,4 × 3,4
Drahtquerschnitt		9
Spulenhöhe		45
Spulendicke		40
$Strom_{max}$		22
Stromdichte		2,45
Flux total		1,62
Polrandinduktion		9100
Polinduktion		17000
Jochinduktion		13300
Ankerinduktion		14600
Zahninduktion (Fuss scheinbar)		26200
Feld-AW		= 3900
$\frac{\text{AW Luft und Zähne}}{AW_a \text{ unter Pol}}$		$= \frac{2400}{1170} = 2,05$
$\frac{PS \cdot 10^6}{D^2 l u}$		= 1,74

[1]) Bei 110 Volt ca. 6.

Verluste	Watt
Ankerkupfer total und Bürsten	420
Eisenverluste in den Zähnen, Eisenverluste im Anker	500
Serienwicklung	350
Kollektor (Reibung), Lager[1]) und Luftreibung	120
Totale Verluste	1390

Wirkungsgrad 3/2 L = 0,85
" 5/4 L = 0,86
" 1/1 L = 0,87
" 3/4 L = 0,87
" 1/2 L = 0,86

Oberfläche des Kapselmotors = 80 qdm. Die Erwärmung nach einer Stunde ist die Hälfte des Wertes bei Dauerbetrieb. Also Uebertemperatur

$$T = 600 \frac{1390}{80} \cdot {}^1/_2 = 53^0.$$

8. Beispiel.

Schwungradmaschine[2]) (*Doppelmaschine auf einer Welle*).

a) *700 KW. 290 Volt.* }
b) *700 KW. 660 Volt.* } *110 Touren. $GD^2 = 350000$ kgm².*

	290 Volt	660 Volt
Ankerdurchmesser	3700	
Ankerbreite eff.	244	
Nutzahl = Lamellenzahl	840	764
Kollektordurchmesser	2250	2250
Nutmaße	5,2×38	6,2 × 38
Zahnbreite oben	8,6	—
Stäbe pro Nut	2	2
Stabdimension	3×15	3,5 × 15
Zahl der parallelen Kreise 2a	20	8
Polzahl	20	16
Luftspalt	9	10
Strom pro Zweig	122	135
Stromdichte im Anker	2,7	2,6
AS	177	177
AW_a	5100	6500
$\frac{\text{AW Luft und Zähne}}{AW_a \text{ unter Pol}}$	$= \frac{9700}{3900} = 2,5$	$\frac{8800}{9900} = 1,8$
e_r	0,9 Volt	0.9 Volt
Windungszahl pro Pol	390	1100
Stromdichte im Feld	1,25	0,8
Kupfergewicht: Anker	670	830 kg
" Feld	2400	3100 kg
Anker total	20000	20000 kg
Feld total	27000	27000 kg

[1]) Kugellager.
[2]) Von Lahmeyer & Co. E.T.Z. 1903.

9. Beispiel.

Angaben für eine Brushbogenlichtmaschine.
5000 Volt. 7 Amp. 750 Touren.

Polzahl 4
Spulenzahl (Zackenzahl) . . . . = 24
Querschnitt des Kerns des Flachrings . . . . . Höhe mal Dicke = 100 × 60 mm
Außendurchmesser des Eisenkerns . . . . 700 mm
Ganze Dicke der Armatur . . . . 190 mm
Stromdichte im Anker ∾ 1,7 . . . . im Feld ∾ 1,2
Luftspalt (einerseits) . . . . 6 mm
$P:\tau$ . . . . = 75 %
η . . . . = ∾ 80 %

Nachstehend sind noch Angaben für eine Reihe Maschinen gegeben, um Anfängern den ersten Entwurf etwas zu erleichtern.

Nr.	2 p	KW	n	Volt	Anker-durch-messer = D	Anker-länge = l	K_a	a
1.	2	0,1	2500	115	75	56	0,2	1
2.	2	1	1750	230	120	90	—	1
3.	2	10	2800	110	190	190	0.6	1
4.	4	4	1300	550	240	135	0,8	1
5.	4	40	975	550	450	215	3,6	1
6.	6	65	650	550	580	210	3,2	1
7.	6	2	750	115	220	90	0,40	1
8.	10	12	150	115 (230)	560	140	1,35	1
9.	14	32	84	115 (230)	920	210	2,5	1
10.	8	500	400	220	1350	240	7	4
11.	8	125	475	550	800	230	5,0	2
12.	6	300	500	500	914	305	9,5	3
13.	(6) 8	400	350	550	1500	210	8,8	4
14.	8	500	375	550	1270	400	11	4
15.	(8) 10	630	300	550	1870	220	13	5
16.	2	250	3000	500	500	350	—	1
17.	8	100	180	550	990	230	5,8	1
18.	12	300	107	550	1870	290	9,0	2
19.	10	200	100	550	1500	360	10,5	2
20.	10	240	214	230	1250	250	6,2	5
21.	32	560	55	80	4500	400	8,5	16
22.	14	900	125	550	2250	470	5,5	7
23.	16	1200	94	550	3000	450	5,6	8
24.	18	1000	100	275	3050	420	13	9
25.	8	500	400	550 (270)	1350	340	10	4
26.	14	1000	250	320	2400	300	11	7
27.	28	500	125	—	3900	190 }	Schwungrad-	
28.	36	1500	107	—	5000	370 }	maschine	
29.	16	1530	200	550	2740	585	15	8
30.	36	3000	75	600	6500	400	14	18
31.	14	1750	100	600	3500	640	—	14
32.	16	1530	200	550	2750	580	—	16
33.	32	600	90	—	5000	180	Schwungradmasch.	
34.	32	560	55	80	4500	410	8,5	16
35.	8	6000 Amp. × 4 Volt	450	4	2 Kommutatoren			8

Sehr instruktiv ist die Durchrechnung einer 100 KW-Maschine (500 T. 470 V.) einmal 2polig und dann 10polig; ferner einer Type 300 KW 125 T. 470 V. einmal mit 15 mm tiefen Nuten (oder glattem Anker), dann mit 100 mm tiefen Nuten.

51. Listenmässige Typen.

Eine Firma baut gewöhnlich zunächst normale Reihen von Maschinen, deren Leistungen und Tourenzahlen etwa in dem Bereiche der Fig. 3 liegen, mit Spannungen von 110 bis 120 Volt, 200 bis 250 Volt (275 Volt in Amerika), 440 bis 470 Volt, 500 bis 600 Volt. In der Regel legt man eine raschlaufende und eine langsamlaufende Reihe aus, wobei man sich an die erwähnten normalisierten Durchmesser hält, aber sich zwei bis drei verschiedene achsiale Breiten wählt. Für verschiedene Spannungen derselben Leistung benützt man bis etwa 10 KW durchweg gleiche mechanische Maße, d. h. alles identisch bis auf die Windungszahl pro Spule im Anker und Feld, sowie die Querschnitte dieser Wicklungen. Ueber 10 bis 15 KW behält man für alle Spannungen noch dieselben Anker- und Feldgestellabmessungen, sowie den Kommutatordurchmesser bei, ändert jedoch außer den genannten Größen zunächst eventuell nur noch die Kommutatorlänge und Lamellenzahl, bei größeren Typen noch die Nutform- und Nutzahl. Theoretisch wäre es ja das richtigste, für jede Spannung folgendermaßen vorzugehen, wie das Hobart vorschlug: Für die verschiedenen Spannungen wird beibehalten der Ankerdurchmesser, der Kommutatordurchmesser, der äußere Gestelldurchmesser, ferner die Grundplatten-, Wellen- und Lagermaße. Mit steigender Spannung wird jedoch das Ankereisen[1]) verbreitert, der Kommutator verkürzt, Pole und Joch werden breiter und stärker, eventuell wird sogar für die höhere Spannung eine kleinere Polzahl gewählt; die Nut- und Lamellenzahl ist bei allen Spannungen verschieden. Die Eisenverluste sind dann bei 550 Volt hoch, die Ohmschen Verluste im Anker und am Kommutator klein. Dieses Vorgehen hat aber bis jetzt in der Praxis wenig Anklang gefunden; abgesehen von sehr großen Typen und extrem hohen oder niedrigen Spannungen macht man für alle Klemmen-

[1]) Z. B.:

	Anker länge	Φ des Pols	Nutzahl	Nutmaße	Lamellen	Kommutatorlänge	Polzahl
115 Volt .	125	155	60	16 × 28	240	290	8
550 „ .	280	225	102	11 × 19	510	120	6

Man kann auf diese Weise natürlich die Typen für verschiedene Spannungen bezüglich Funkenbildung, Erwärmung und Wirkungsgrad möglichst gleichwertig machen.

Spannung	2p	J_z	Per.	k	$\frac{k}{n_z}$	K_a	Volt per Segment	Nutmaße [1]	$\frac{B'}{1000}$	e_r	δ	Eisenverluste	
												Zahn	Kern
550 Volt . .	8	100	10	750	3	16,8	5,9	12,5 × 31,5	14	1,7	12	990	8500
230 „ . .	12	160	15	485	2	9,9	5,8	11,5 × 31	9,1	1,5	10	1920	8500
115 „ . .	16	240	20	330	1	7,3	5,6	9,5 × 26,5	6,5	1,4	8	1440	6900

Ohmsche Verluste		Bürstenreibung	Erregerverlust		T^v Anker	T Feld	T [2] Kommutator	η	Ankereisen	Ankerkupfer	Feldkupfer	Feldgehäuse	Kommutatorkupfer	Gesamte Ankerlänge samt Wicklung
Anker	Kommutator		Spulen	total					kg	kg	kg	kg	kg	
16 800	1800	600	3300	4100	33	20	10°	93,2	2850	660	1440	7800	450	1300
12 500	4600	1200	3450	4400	39	27	23	93,1	2850	490	1060	4150	450	1000
10 700	9300	2400	3800	5000	36	27	47	92,5 [3]	2850	450	880	3300	450	840

[1]) $i_s = 3$, τ_z bei 550 Volt = 25 mm. Anker Φ = 2000 außen, 1600 innen, Ankerlänge = 400; Kommutator Φ 1700, Breite 330.

[2]) Eine Verlängerung des Kommutators bei den kleineren Spannungen ist also angezeigt; da die freie Wickellänge dabei viel kürzer ist, so geht das ohne weiteres.

[3]) Durch Erhöhung des Anker- und Feldkupfergewichtes ließe sich ebenfalls 93 % erreichen.

spannungen das Feldgestell, den Ankerdurchmesser und die Länge und den Kommutatordurchmesser gleich, die Lamellen- und Nutzahl möglichst ähnlich und ändert mit der Spannung die Kommutatorlänge, sowie die Welle und Grundplatte etwas.

Bei Verwendung von Schleifenwicklung kann man auch so vorgehen, daß man für alle Spannungen ganz identisch beibehält: Ankerdurchmesser außen und innen, Ankerlänge, Kommutatordurchmesser, Kommutatorlänge und nur die Nutmaße, die Nutzahl und die Lamellenzahl, sowie das Feldgehäuse ändert, siehe z. B. nebenstehende Tabelle auf S. 256.

Es ist zweckmäßig, gleich bei dem Entwurf dasselbe Modell unter Verwendung möglichst normaler Abmessungen für verschiedene Tourenzahlen auszulegen, z. B. für maximal 600 Touren, dann für 500, 430, 375, 300, 250, 200, 187, 150 . . 84, 75 Touren[1]), wobei annähernd die Leistung mit den Touren steigt. Die Tourenzahlen kann man auch so wählen, daß sie ohne Aenderung von Nut- und Lamellenzahl also nur durch Verschiebung des Wickelschnitts $y_1 + y_2$, d. h. der parallelen Kreise a erreicht wird. Ueberdies ist zu beachten, daß ein 230 Voltanker in einem 115 Voltgestell halbe Tourenzahl liefert, ein 550 Voltanker in einem 230 Voltgestell 42 % der vollen Tourenzahl etc. Es ist damit ohne nennenswerte Erschwerung der Massenfabrikation eine Variation möglich, welche alle Anforderungen des normalen Dynamomarktes decken kann. Für die ganz langsamlaufenden Typen ist es allerdings angezeigt, eine gesonderte Reihe mit höherer Polzahl auszulegen, die billiger und rationeller wird. Die Leistungsabstufungen sind im allgemeinen KW 1/8, 1/4, 1/2, 1, 2, 3, 5, 7 1/2, 10, 15, 20, 25, 30, 40, 50, 75, 100, 125, 150, 200, 250, 300, 400, 500, 750, 1000, 1250, 1500, 2000, 3000, 5000; die Tourenzahlen siehe Fig. 3[2]).

Als Motoren läßt man diese Maschinen etwas langsamer laufen und normiert sie etwa für $\frac{KW}{0{,}736}\left(\frac{1+\eta}{2}\right)$ Pferdestärken.

Außer genannten Typen sind noch erforderlich:

1. Zusatzmaschinen

für 0 bis 45 Volt und Leistungen von 1 bis 50 KW, (115 Voltnetze),
für 0 bis 90 Volt, 2 bis 80 KW (230 Voltnetze),
für 0 bis 190 Volt, 5 bis 100 KW (470 Voltnetze),
für 0 bis 220 Volt, 10 bis 150 KW (530 Voltnetze).

[1]) Diese Werte entsprechen den Drehstromtourenzahlen bei 50 Per.

[2]) Die größten raschlaufenden riemen- und seilgetriebenen Maschinen sind etwa 300 KW 400 Touren und 500 KW 300 Touren. Bei direkter Kupplung mit Dampfmaschinen kommen für 50 bis 200 KW etwa 300 bis 150 Touren, für 500 KW 120 bis 140 und für 1000 KW 90 bis 120 Touren in Frage, für Gasmotoren 20 bis 40 % mehr. In England sind Dampfmaschinen mit höherer Tourenzahl, z. B. 1000 KW mit 160 bis 200 Touren, 500 KW mit 200 bis 350 Touren, üblich.

Dabei ist der Ladevorgang so, daß in der ersten Hälfte der Ladung, also bis zur halben Zusatzspannung, die vollen JAmpere abzugeben sind, gegen Ende kann jedoch der Strom auf $J/_2$ sinken. Unter Beobachtung dieser Tatsache lassen sich die Maschinen etwas billiger bauen. Die Erregung der Zusatzmaschinen erfolgt meist vom Netz bezw. zweckmäßig von den Ladehebeln aus, sie muß in weiten Grenzen regulierbar sein. Die Reaktanzspannung solcher Maschinen muß gut sein, da sie bei geschwächtem Feld arbeiten. Man verwende trotz der niederen Spannung nur Kohlenbürsten und erstrebe durch Wahl der Tourenzahl die Verwendung ganz normaler 115 Volt oder 230 Voltanker. Der Antrieb geschieht meist durch Elektromotoren, die man zweckmäßig in der Tourenzahl gegen Schluß der Ladung um 20 bis 40 % steigert, um einen Teil der weiten Regulierung der Dynamo abzunehmen.

2. Lademaschinen, welche die normale Spannung und Leistung dauernd hervorbringen müssen, aber außerdem vorübergehend bei gleichbleibender Tourenzahl um 30 bis 40 % erhöhte Spannung, allerdings bei stark reduzierter Stromstärke. Solche Doppelspannungsmaschinen werden gebaut für 115/165, 230/320, 470/660, 550/770 Volt. Diese Maschinen müssen natürlich bei gleicher Güte größer und teurer werden als normale Maschinen oder sie werden schlechter bezüglich Kommutierung und Erwärmung. In der Regel läßt man die normalen Maschinen einfach um etwa 15 % rascher laufen, um Doppelspannungsmaschinen zu bekommen. Solche Typen sind aber insbesondere für höhere Spannungen (470, 550 Volt) gerade bei ihrer normalen Arbeitsweise mit normaler (nicht erhöhter) Spannung äußerst funkenempfindlich, so daß für größere Anlagen jedenfalls und namentlich für 470 bis 530 Volt von solchen Lademaschinen abzuraten ist und Zusatzmaschinen dafür zu empfehlen sind. Ferner ist die Spannungserhöhung auf ein Mindestmaß zu reduzieren, am besten nicht über 30 %, keinesfalls über 40 %. Für periodisches Ueberladen der Batterie muß man eben dann die Antriebmaschine auf irgend eine Weise rascher betreiben.

3. Ausnahmsweise kommen noch Typen für 65 Volt (Schiffzwecke) und 300 Volt vor, die aber möglichst auszumerzen sind. Für elektrolytische Anlagen braucht man Typen von etwa 2, 4, 6, 8, 10, 20, 50 und 120 Volt.

4. Motoren für variable Tourenzahl:

a) durch Feldschwächung, und zwar in der Regel zwei Reihen für Tourenverhältnisse 1 : 2 und 1 : 4, die Normaltypen sollten ohne weiteres 25 % Tourensteigerung ertragen,

b) Doppelkommutatormaschinen, die zugleich als Dreileiterdynamo zu verwenden sind.

5. Serienmaschinen in der Regel als Motoren, selten als Dynamos.

Auf die verschiedenen mechanischen Formen: offene und gekapselte Typen, Vorgelegemotoren gehe ich im Abschnitt „Konstruktion der Gleichstrommaschine" ein.

6. Eine Reihe Modelle für sehr niedrige Tourenzahl zum Antrieb von Transmissionen, Druckerpressen etc. und als Erreger, z. B. 1 bis 100 PS mit Tourenzahlen von 30 bis 200. Hohe Polzahl!

7. Turbodynamos. Die Tourenzahlen der Parsons- und Curtis-Dampfturbinen sind etwa die folgenden:

Parsons[1]		Curtis	
KW	u	KW	u
50	4000	500	1800
bis 200	bis 3000	600	1500
500	2500	1500	900
1000	1500	3000	600
2000	1000	5000	500
5000	750		

Die De Laval-Turbinen haben stets Zahnradvorgelege, da sie an sich etwa 10000 Touren machen. Die Tourenzahl der Dynamo für Laval-Turbinen sind:

KW	u
10 bis 30	2000 bis 3000
200	900

Will man für eine gegebene Leistung, Tourenzahl und Spannung bei bestimmten Betriebsverhältnissen das günstige Modell berechnen, so sind eine Reihe Parallelrechnungen anzustellen, mit variablem Ankerdurchmesser D und verschiedenen Längen l, mit einer Reihe von Werten für K_a, AW_a u. s. w. Der Vergleich muß sich dann auf den Wirkungsgrad bei $^5/_4$, $^1/_1$, $^3/_4$, $^1/_2$ Last, den Verbrauch bei Leerlauf; die Erwärmung von Anker, Feld und Kommutator, die Funkenkonstanten (e_r und Volt pro Segment etc.); den Preis der aktiven und inaktiven Materialien sowie die mechanische Betriebsicherheit beziehen. Hobart[2]) hat z. B. einen vierpoligen 35 PS-Motor für 220 Volt bei 600 Touren 4mal völlig durchgerechnet. Die Hauptdaten sind die folgenden:

	A	B	C	D
Anker Φ außen	360	395	430	460 mm
Anker v	11	12	13,5	14,5 m/Sek.
Ankerlänge (Eisen)	300	181	131	100 mm

[1]) Die Rateau-Turbine läuft eher noch rascher.

[2]) Traction and Transmission 1903 S. 129.

	A	B	C	D
Stromdichte (Anker)	3,0	3,4	4,7	4,4 Amp/mm²
K_a	3,9	2,5	1,8	1,4 × 10⁶
AW_a[1]	2300	3500	4700	6100
Aeußerster Jochdurchmesser	760[2]	760[2]	930[3]	930[3]
Kommutator Φ	250	300	350	400
Segmentzahl	135	213	285	355
Kommutatorlänge	100	92	83	75
v_k	7,8	9,4	11,0	12,6
e_r	1,5	1,7	1,7	1,7 Volt
Eisenverluste	790	460	400	370 Watt
$J_a^2 w_a$	680	1180	2180	2600 „
$J_a^2 w_k$	240	240	240	250 „
A_B	230	160	180	210 „
A_{R+L}	400	400	400	400[4]
Erregerverlust	280	230	240	220[5]
Konstante Verluste (Leerlauf)	1600	1250	1220	1200
Variable Verluste	920	1420	2420	2850
η ¹/₁	91,0	90,6	87,8	86,5
η ¹/₄	79,7	83,0	82,7	82,6
Anker Watt/dqm Mantelfläche[6]	28	34	53	62
Kommutator Watt/qdm Außenfläche	46	46	47	48
Feld Watt/dqm Außenfläche	7,6	7,6	7,6	7,7
Gewichte:				
Ankereisen	124	81	73	57 kg
Ankerkupfer	34	45	44	60 „
Kommutatorsegmente	20	21	23	24 „
Magnetpole und Polschuhe	138	83	78	60 „
Joche	335[7]	213[7]	508[8]	390[8] kg
Spulenkupfer[9]	62	49 (80)	29 (80)	25 (90) kg
Preis sämtlichen aktiven Materials	445	365 (425)	328 (428)	332 (450) M.
Gesamtgewicht	963	742 (770)	1005 (1050)	865 (930) kg

[1]) Die totalen Feld.AW sind bei durchweg 4 mm Luft, einfach immer = 3200 gesetzt, was aber kaum angängig ist, da die Reaktanz in allen Fällen fast gleich ist; also sollte auch $\frac{AW_{L+Z}}{AW_{a\ \text{unter Pol}}}$ gleich sein. Tatsächlich ist ($P : \tau = 0,7$)

$$\frac{AW_{L+Z}}{AW_{a\ \text{unter Pol}}} = \quad 1,4 \quad | \quad 0,9 \quad | \quad 0,6 \quad | \quad 0,5.$$

[2]) Stahlguß.

[3]) Gußeisen.

[4]) Sollte bei dem größeren Φ > sein!

[5]) Muß bei B, C, D > sein!

[6]) Ganze Mantelfläche samt Wicklung: $\pi D(l_a + 2\,l_s)$.

[7]) Stahl.

[8]) Gußeisen.

[9]) Das Spulenkupfer ist in den Klammern für gleiches Verhältnis

$$\frac{AW_{L+Z}}{AW_{a\ \text{unter Pol}}} = 1.4$$

von mir umgerechnet. Ebenso sind die Preise in der Klammer korrigiert.

Die günstigste Wahl dürfte im allgemeinen auf Motor B fallen. Die Annahme Hobarts, daß bei größerem Ankerdurchmesser als üblich die Maschinen allgemein billiger werden, ist nicht richtig[1]). Die Motoren B und A sind die billigsten und besten Typen bei offener Ausführung.

Soll der Motor auch total gekapselt verwendet werden, so verschiebt sich das Bild, falls man 7,5 Watt/qdm[2]) Außenfläche zuläßt:

	A	B	C	D	
Ausstrahlende Oberfläche	243	224	285	270	qdm
Zulässige innere Verluste	1820	1680	2140	2020	Watt
PS als geschlossener Motor	17,1	16,6	21,6	18,8	
Preis des effektiven Materials pro PS	26,0	22,0	15,2	17,2	M.
$\eta\ ^1/_1$	87,4	88,1	88,2	87,5	„
$\eta\ ^1/_2$	79,4	82,5	84,7	83,4	„

Der größere Durchmesser ist hier günstiger, die Vergrößerung des Außendurchmessers rührt allerdings zum Teil von der Verwendung von Gußeisen her, außerdem verschiebt sich auch hier das Bild zu Gunsten des kleineren Durchmessers, wenn man für C und D die richtigen Werte für die Erreger- und Kommutarverluste einführt.

Hobart schlägt weiter vor, falls eine Maschine für gleiche Leistung und verschiedene Tourenzahl zu bauen ist, immer gleichen Ankerdurchmesser und verschiedene Breiten zu verwenden, z. B. 35 PS, 220 Volt bei einem Ankerdurchmesser = 410 mm:

	A	B	C
u =	300	600	900
Ankerbreite =	300	150	100 mm,

	A	B	C
e_r =	1,44	1,61	1,85 Volt
K_a	3,9	2,0	1,3 . 10^6
Feld Watt/qdm	7,6	7,9	7,9
Anker „	45	50	55
Kommutator „	37	46	55
Konstante Verluste	1200	1250	1330 Watt
Variable „	2910	2290	2120 „
$\eta\ ^1/_1$	86,5	88,0	88,5 „
Preis des effektiven Materials pro PS	13,7	9,1	8,0 Mark
PS als geschlossener Motor	22,4	20,3	17,9[3])

Luftspalt, Nutform, Nutzahl und der ganze Kommutator bleiben für alle drei Maschinen identisch, ebenso ungefähr AW_a und AW_{total}.

[1]) In obigem Aufsatz ist das für große Durchmesser günstige Resultat nur durch die besprochene falsche Annahme erzielt.

[2]) $T = 600 \frac{A}{F} = 600 \frac{7,5}{100} = 45^\circ$.

[3]) Es ist diese Tatsache: je höher die Tourenzahl bei gegebener Leistung ist, desto kleiner fällt die Leistung bei Kapslung aus, bereits erörtert.

XII. Gleichstrom-Elektromotoren.

52. Grundbeziehungen.

Nach der eingehenden Behandlung der Gleichstromdynamos bietet der Entwurf der Motoren keine besonderen Schwierigkeiten mehr. Es sollen auch hier nur die wenigen Punkte eingehender behandelt werden, in denen sich der Motor von der Dynamo unterscheidet.

Eine Gleichstromdynamo, im besonderen sei zunächst an einen Nebenschlußgenerator gedacht, läßt sich ohne weitere Aenderung direkt als Motor betreiben, indem sie elektrischen Effekt aufnimmt und mechanische Arbeit leistet. Legt man an die Dynamoklemmen die Netzklemmen gleicher Polarität, so dreht sie sich als Nebenschlußmotor im gleichen Sinn, wie sie vorher angetrieben wurde. Ihr Erregerstrom ist bei gleicher Klemmenspannung gleich groß und gleichgerichtet wie zuvor. Die Klemmenspannung E_k und der Ankerstrom J_a verläuft im umgekehrten Sinn und die gegenelektromotorische Kraft E des Ankers im gleichen Sinne wie bei der Dynamo. Es ist

$$E = E_k - J_a (w_a + w_k) \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 212)$$

und

$$J_a = J - J_n. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 213)$$

Die Tourenzahl u fällt bei ganz unverändertem Erregerwiderstand bei Motorbetrieb kleiner aus, da bei gleicher Klemmenspannung E_k die elektromotorische Kraft E für den Motor um die Verluste in der Maschine niedriger ist als für den Generator. u findet sich nach Gl. 2) aus

$$u = \frac{E \, . \, 60 \, . \, 10^8}{Z \, . \, K} \frac{a}{p} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 214)$$

K ist in der Regel beim Motor für gleiche Erregerspannung etwas größer als beim Generator, da die Anker-Gegen-AWg meist geringer ausfallen. Es ist dies ein weiterer Grund, daß die Motortouren kleiner ausfallen als die Dynamotouren. Schließt man überdies die Erregerspulen direkt an die Klemmenspannung an, so tritt ein höherer Erreger-

strom auf als bei der Dynamo, die man stets mit einem Feldregler versieht, es wird damit das Feld K noch mehr verstärkt. Häufig ist diese Zunahme des Erregerstromes gegenüber dem Generator so groß, daß man zur Vermeidung von unzulässiger Spulenerwärmung dem Motor Feldspulen mit dünnerem Draht und höherer Windungszahl, also mit größerem Widerstand geben muß. Manchmal legt man auch eine Widerstandstufe, die man im Motor oder im Anlasser unterbringt, dauernd vor die Erregerwicklung. Tatsächlich lassen alle Firmen ihre normalen Maschinenreihen als Motoren um etwa 20 % (kleine Typen) bis 5 % (große Typen) langsamer laufen, als wenn sie als Generatoren betrieben werden. Es ist auch noch zu bedenken, daß die Motorspannung in der Regel 5 bis 10 % kleiner ist als die Generatorspannung (z. B. 110 Volt statt 115 Volt); das bedingt eine weitere Tourenreduktion, da dabei die elektromotorische Kraft wohl proportional E_k, aber der Flux K viel langsamer sinkt. Was nun die Normierung eines Dynamomodells von A KW-Leistung (output) als Motor anlangt, dem $\frac{A}{\eta_d}$ KW (input, η_d = Dynamowirkungsgrad) zum Antrieb zugeführt werden, so ist zu bedenken, daß die Maschine als Motor, dem man A KW von außen zuführt, weniger Verluste hat als bei Dynamobetrieb. Der Erregerverlust kann ungefähr derselbe bleiben, der Ohmsche Verlust im Anker und am Kollektor ist im Verhältnis $\left(\frac{J - J_n}{J + J_n}\right)^2$, also um einige Prozent kleiner; die Eisenverluste[1]) sind etwa im Verhältnis $\left[\frac{E_k - J(w_a + w_k)}{E_k + J(w_a + w_k)}\right]^3$, d. h. ebenfalls um einige Prozent geringer; Lager-, Bürsten und Luftreibung sinken auch etwas. Die Kühlung ist dagegen etwas schlechter. Man kann somit dem Motor etwas mehr als A KW, im allgemeinen etwa $A + \frac{A_v}{2}$ KW zuführen, falls A_v die gesamten Verluste der Maschine sind oder auch $A\,\frac{1 + \eta_d}{2\,\eta_d}$ KW. Dabei ist der Wirkungsgrad η_m $= \frac{\text{mechanisch geleisteter Effekt}}{\text{elektrisch zugeführter Effekt}}$ als Motor nicht nennenswert von η_d verschieden und die Motorleistung in PS ist[2])

$$A\,\frac{1 + \eta_d}{2\,\eta_d} \times \eta_m : 0{,}736 \text{ für } \eta_d = \eta_m = \eta \text{ etwa } 0{,}68\,A\,(1 + \eta) \qquad 215)$$

[1]) Die Induktion im Ankereisen ist proportional E, die Hysteresis $E^{1,6}$. u und die Wirbelströme $E^2 u^2$, da u bei gleichem Flux wieder proportional E ist, so entspricht der Hysteresis ein Ausdruck $E^{2,6}$, den Wirbelströmen E^4; im Mittel ist E^3 gesetzt.

[2]) 1 PS = 75 . 9,81 = 736 Watt = 0,736 KW; für eine englische Pferdestärke (HP = Horsepower) gilt 1 HP = 76 . 9,81 = 746 Watt.

Tatsächlich schwankt in praxi das Verhältnis $\frac{\text{Motorleistung in PS}}{\text{Dynamoleistung in KW}}$ $= \frac{\text{PS}}{\text{A}} = 0{,}68\ (1 + \eta)$ etwa zwischen 0,9 (für sehr kleine Typen) und 1,3 (für größere Typen); für 1 KW und kleinere Maschinen ist es 1 und weniger, über 20 KW kann es schon 1,1 bis 1,2 sein. Das Verhältnis $\frac{\text{Dynamotouren}}{\text{Motortouren}}$ sinkt von etwa 1,3 bei 1 PS auf 1,10 bis 1,05 bei 50 bis 200 PS. Die Tourenzahl ist bei 220 Volt für die in der Praxis üblichen Normalreihen häufig etwas höher als bei 110 Volt, eine weitere Steigerung findet meist für die 440 Volt- und besonders für die 500 Voltmotoren statt.

Ueberläßt man einen konstant belasteten Motor sich selbst, so wird er allmählich warm und erreicht die Endtemperatur Te. Der Erregerstrom sinkt mit der Zunahme des Erregerwiderstandes, der warm $\cong (1 + 0{,}004\ \text{Te}) \times w_{nk}$ ist. Die Folge ist, daß mit zunehmender Erwärmung der Flux K sinkt und die Tourenzahl steigt. Praktisch handelt es sich um eine Tourenänderung bei warmem und kaltem Motor von 2 bis 10 % je nach der Größe der Erwärmung und den Sättigungsverhältnissen.

Betreibt man eine Seriendynamo bei gleicher Polarität der Anschlußklemmen als Motor, so kehrt sich ihr Drehsinn um, da der Er-

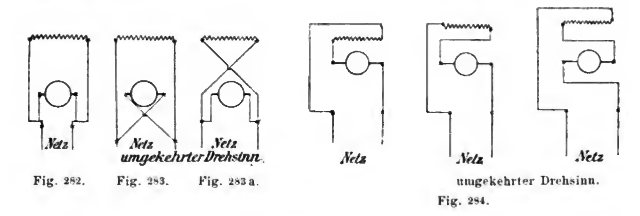


Fig. 282. Fig. 283. Fig. 283 a. umgekehrter Drehsinn. Fig. 284.

regerstrom seine Richtung wechselt, die elektromotorische Kraft aber ihren früheren Sinn beibehalten muß. Im übrigen gilt sinngemäß das eben Gesagte.

Für den Zusammenhang der Richtungen der Bewegung, der Kraftlinien und des Stromes gilt die bekannte Fingerregel (S. 49) unter Benützung der linken Hand.

Will man den Drehsinn eines Gleichstrommotors ändern, so hat man entweder den Ankerstrom J_a oder die Feldrichtung K, d. h. den Erregerstrom umzukehren, d. h. man hat beim Nebenschlußmotor entweder die Ankeranschlüsse oder die Erregeranschlüsse ans Netz zu ver-

tauschen, wie dies aus Fig. 282 bis 283 ersichtlich ist. Dasselbe Verfahren ist für den Serienmotor in Fig. 284 gezeichnet. Vertauscht man dagegen einfach in Fig. 282 und 284 die beiden Netzanschlüsse, so dreht sich beim Nebenschluß- und Serienmotor Anker- und Erregerstrom um und die Maschine läuft im gleichen Sinn weiter. Ein Compoundgenerator mit verstärkender Erregerwicklung wird beim Betrieb als Motor ohne Aenderung jedenfalls ein differentiell erregter Compoundmotor.

Für den Motor ist die Kenntnis des Drehmomentes M von besonderem Interesse; Formeln für die Zugkraft findet man schon auf S. 52. Bekanntlich ist (ω = Winkelgeschwindigeit)

$$\frac{M \,.\, \omega}{75} = M \frac{\pi u}{75 \,.\, 30} = PS,$$

also

$$M = 716 \frac{PS}{u} \text{ in mkg} \quad \dots\dots \quad 215\,a)$$

oder falls A_m die mechanische Leistung in KW ist,

$$M = 975 \frac{A_m}{u}. \quad \dots\dots\dots \quad 215\,b)$$

Bezeichnet man die reine Nutzstromstärke des Motors mit J', wobei alle Verluste im Motor abgerechnet sind, so kann man auch schreiben (1 Sek. mkg = 9,81 Watt)

$$M = \frac{E \,.\, J'}{\omega \,.\, 9{,}81} = 0{,}975 \frac{E J'}{u}. \quad \dots \quad 216)$$

J' ist die Differenz des tatsächlich vom Motor absorbierten Stromes J und der verschiedenen Verlustströme J_v, die für Eisen- und Reibungsverluste aufzuwenden sind, also

$$J' = J - J_v.$$

J_a sei der Erregerstrom, $J_{H+W} = \frac{A_{H+W}}{E_k}$ der Strom für Eisenverluste, $J_R = \frac{A_b + A_R + A_L}{E_k}$ der Strom zur Ueberwindung von Kommutator-, Lager- und Luftreibung. Die Ohmschen Verluste sind dadurch berücksichtigt, daß oben $E = E_k - J_a (w_a + w_k)$ gesetzt ist. Benützt man noch Gl. 2) zur Substitution von E, so wird

$$M = \frac{p}{2\pi \,.\, 9{,}81 \,.\, a} J' Z K \,.\, 10^{-8},$$

oder

$$M = \sim \frac{p}{61{,}6\,a} Z K (J - J_v) \,.\, 10^{-8}. \quad \dots \quad 217)$$

K gehört zu $E_k - J_a (w_a + w_k)$. Angenähert ist auch

$$M = \frac{p}{61,6\,a} J Z K \,.\, \eta \,.\, 10^{-8}. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 218)$$

Derselbe Ausdruck ergibt sich auch durch Integration des Ausdruckes für die Zugkraft P am Ankerumfang: $dP = K l d i$ (Seite 52).

Die Ankerrückwirkung wird beim Motor ganz ähnlich berücksichtigt wie beim Generator. Bei Bürstenrückschub, der im Gegensatz zu dem Bürstenvorschub von Generatoren deshalb erforderlich ist, weil die elektromotorische Kraft des Ankers stets umgekehrt gerichtet ist wie der Ankerstrom, wirken die Gegen-AWg dem Feld AW entgegen, bei Bürstenvorschub im Sinn der Feld-AW. Die Bürstenverstellung ist für Motoren in der Regel kleiner als für Generatoren, überhaupt sind die Kommutierungsverhältnisse etwas besser (Seite 162).

Die auf S. 16 besprochenen Schwankungen der elektromotorischen Kraft E bei geringer Lamellenzahl pro Polpaar sind auch für den Motor von Einfluß. Es schwankt in solchen Fällen die aufgenommene Stromstärke $J_a = \frac{E_k - E}{w_a + w_k}$ hin und her, da E_k und $w_a + w_k$ konstant, E aber variabel ist, wodurch störende Rückwirkungen aufs Netz entstehen können. Ueberdies ist das Drehmoment M in den einzelnen Ankerstellungen verschieden, was besonders für das Drehmoment bei Stillstand und für das Anzugsmoment von Bedeutung ist.

Die früher angegebene Größenkonstante läßt sich auch auf Motoren umrechnen, nämlich

$$PS = C' \,.\, D^2 l u, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 219a)$$

wobei C′ 10 bis 30 % größer ist als das auf KW bezogene C.

Im Entwurf unterscheiden sich nach all dem Gesagten die Motoren wenig von den Dynamos. In der Regel gibt man dem Felddraht 10 bis 20 % kleineren Querschnitt und sieht entsprechend mehr Windungen vor. Die Nutzahl soll nicht kleiner als 15 bis 20 pro Polpaar sein, da anderenfalls der Motor die Tendenz hat zu hacken, d. h. sein Anzugsmoment über den Umfang ist sehr ungleichförmig; in gewissen Lagen zieht er wohl dann gar nicht an[1]). Für Motoren muß man noch mehr als für Dynamos feste Bürstenstellung bei allen Belastungen verlangen; bei Reversiermotoren muß der Betrieb in beiden Richtungen mit Bürsten in der neutralen Zone ohne Funkenbildung möglich sein, was bei entsprechender kleiner Reaktanz e_r und großem Verhältnis

$$\frac{AW_{L+Z}}{AW_{a\ \text{unter Pol}}}$$

ohne weiteres angeht.

[1]) Durch zweckmäßige Polschuhabschrägung läßt sich dieser Uebelstand etwas beheben.

Motoren für intermittierenden Betrieb kann man in der Regel gedrängter bauen als solche für Dauerbetrieb; die Beanspruchungen im Kupfer und Eisen wählt man meist höher entsprechend den auf S. 218 gemachten Entwicklungen bezüglich der Erwärmung, d. h. man kann ein für Dauerbetrieb ausgelegtes Modell höher normieren. Für die überschlägige Berechnung der Erwärmung bei variabler, periodischer Belastung ermittelt man die mittleren Verluste A_x eines Arbeitsvorgangs: t_1 Sek. Anfahren mit A_1 Watt Motorverlusten; t_2 Sek. stationärer Betrieb mit A_2 Watt; t_3 Sek. Auslaufen (Bremsen) mit A_3 Watt; t_4 Sek. Leerbetrieb (oder Stillstand) mit A_4 Watt, dann ist

$$A_x = \frac{A_1 t_1 + A_2 t_2 + A_3 t_3 + A_4 t_4}{t_1 + t_2 + t_3 + t_4}$$

und A_x ist in die Formeln S. 200 ff. einzusetzen.

Hat man z. B. bei Vollast $A_{vc} = A_{vl} = A_v$, d. h. die konstanten Verluste = den Lastverlusten, und ergibt sich folgender Arbeitsprozeß: $t_1 = 10$ Sek. 3facher Strom, $t_2 = 20$ Sek. 1facher (normaler) Strom, $t_3 = 5$ Sek. Bremsen mit 2fachem Strom, $t_4 = 20$ Sek. Pause (Stillstand), so ist für die Erwärmung maßgebend

$$\frac{10(A_{vc} + 9A_{vl}) + 20(A_{vc} + A_{vl}) + 5(A_{vc} + 4A_{vl}) + 0}{55} = \frac{165}{55} A_v = 3A_v,$$

während bei normalem Dauerbetrieb die Gesamtverluste nur $2A_v$ sind. Der Motor ist also um 50 % überlastet [1]).

Der Wirkungsgrad eines Compoundmotors ist bekanntlich

$$\eta = \frac{E(J - J_v)}{E_k J} = \frac{E}{E_k} \frac{\frac{E_k - E}{w_a + w_k + w_s} - J_v}{\frac{E_k - E}{w_a + w_k + w_s}}, \quad . \quad 219\text{b})$$

wenn E die elektromotorische Kraft, J der Netzstrom, J_v der zur Erregung sowie für die Eisen- und Reibungsverluste erforderliche Verluststrom [2]) ist. η_{max} tritt ein für

$$(E_k - E)^2 = E_k J_v \Sigma w. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 220)$$

Das Maximum der mechanischen Leistung $A_m = E \,.\, J$ (bei $J_v = 0$) tritt ein, wenn $E = \frac{E_k}{2}$, d. h.

$$(A_m)_{max} = \frac{1}{4} \frac{E_k^2}{\Sigma w}, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 221)$$

wobei

$$\eta = 0{,}50.$$

[1]) Tatsächlich sind die Verhältnisse etwas ungünstiger, da der Motor bei Stillstand nur schlecht abkühlt.

[2]) w_a = Ankerwiderstand, w_k = Kommutatorwiderstand, w_s Serienspulenwiderstand, $w_a + w_k + w_s = \Sigma w$.

53. Nebenschlußmotor.

Die charakteristischen Eigenschaften der verschieden erregten Motorarten, des Nebenschlußmotors, des Serienmotors (Hauptschlußmotor) und des Compoundmotors (Motor mit gemischter Wicklung, Verbundmotor) sind an Hand der zwei Gleichungen 214) und 217) für die Tourenzahl u und das Drehmoment M leicht zu ermitteln. Die Tourenzahl des Nebenschlußmotors ist bei konstanter Klemmenspannung

$$u = [E_k - J_a (w_a + w_k)] \frac{60 . 10^8}{Z . K} \frac{a}{p} . \quad . \quad . \quad . \quad 222)$$

Dabei nimmt der Abfall $J_a (w_a + w_k)$ mit der Belastung zu; K ist nur angenähert konstant, in der Regel sinkt der Flux mit der Belastung etwas, da bei konstanten Feld-AW und wachsenden Anker-AW die resultierenden AW abnehmen. Beide Aenderungen — die von E und die von K — wirken sich demnach entgegen, so daß in Anbetracht der Geringfügigkeit dieser Aenderungen die Tourenzahl des Nebenschlußmotors bei allen Belastungen praktisch konstant bleibt (Fig. 285). Tatsächlich ist die prozentuelle Tourensteigerung bei Entlastung von voll auf leer geringer als die entsprechende Spannungsänderung der Dynamo; es handelt sich je nach Größe des Motors um 1 bis 10%. Dazu kommt noch besonders die durch die Erwärmung des Motors bedingte Tourensteigerung[1]). Die Tourensteigerung bei Entlastung ist meist etwas kleiner als der Tourenabfall bei Belastung. Durch geeignete Wahl des Bürstenrückschubes kann man die Aenderung von E mit der Belastung durch eine entsprechende Aenderung des Fluxes völlig kompensieren, so daß die Tourenzahl tatsächlich konstant bleibt oder gar mit der Belastung etwas wächst, wie das die Kurve 2 der Fig. 285 zeigt. Dabei überwiegt die verstärkende Rückwirkung, in Kurve 1 der Ohmsche Abfall. Die früher skizzierte Erregerschaltung von Sayers (Fig. 149, S. 111) kann man auch zur Konstanthaltung der Motorumlaufszahl benützen. Man hat aber die Erregerwicklung an den Teil des Ankers zu legen, der durch die Rückwirkung geschwächt wird.

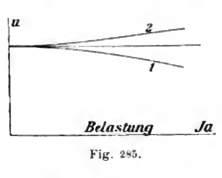


Fig. 285.

Das Drehmoment M des Nebenschlußmotors ist bei konstantem E_k direkt proportional dem Strom J_a (Gl. 217), wenn man von der geringen Abnahme des Fluxes mit der Belastung absieht. Um eine in vielen Fällen erwünschte Steigerung des Anzugsdrehmomentes zu erzielen,

[1]) Die Erwärmung bedingt außer der besprochenen Erhöhung von w_n auch eine Vermehrung des Ankerwiderstandes und damit des Ankerabfalls, was bei konstantem E_k an sich eine Tourenreduktion veranlaßt.

verwendet man zweckmäßig für den Nebenschlußmotor die in Fig. 152 gezeichnete Schaltung von Sengel, wobei zunächst die volle Klemmenspannung E_k an die Erregerwicklung zu liegen kommt, bei voller Tourenzahl aber nur $\frac{E_k}{2}$. Der doppelte Erregerstrom bedingt eine Steigerung des Fluxes beim Anfahren und damit des Anzugsmomentes von 20 bis 40 % je nach dem Sättigungsgrade der Maschine.

Schwankt die Klemmenspannung E_k an einem Nebenschlußmotor, so schwankt auch das Drehmoment etwa nach der Beziehung

$$M = C \,.\, J_a\, f(E_k), \qquad \ldots\ldots \qquad 223)$$

falls $f(E_k)$ die Abhängigkeit des Fluxes K von der Erregerspannung bezw. von dem ihr proportionalen Erregerstrom darstellt. Bei geringen Sättigungen ist $f(E_k) = c \,.\, E_k$, bei hohen Sättigungen nähert sich $f(E_k)$ einer Konstanten. Ein ungefähres Bild kann man sich mit Hilfe der Fröhlichschen Beziehung

$$K = \frac{E_k}{\alpha' + \beta' E_k}$$

machen, dann wird

$$M = C \,.\, J_a \frac{E_k}{\alpha' + \beta' E_k}. \qquad \ldots\ldots \qquad 224)$$

Es ist damit jedenfalls ersichtlich, daß bei gegebenem Moment der erforderliche Netzstrom von der Klemmenspannung abhängt bezw. mit dieser stark schwankt. Eine Variation der Klemmenspannung beeinflußt die Tourenzahl um so weniger, je niedriger die Maschine gesättigt ist; es gilt nämlich bei Benützung obiger Näherungsbeziehung

$$u = c \frac{E_k - J_a(w_a + w_k)}{E_k} (\alpha' + \beta' E_k), \qquad \ldots \qquad 225)$$

wobei $\alpha' + \beta' E_k$ erst bei hohen Sättigungen nennenswerte Bedeutung erlangt. In manchen praktischen Fällen läßt sich sagen, daß eine Spannungsänderung von m % nur eine Tourenänderung von $\frac{m}{2}$ bis $\frac{m}{3}$ % bedingt.

54. Serienmotor.

Für den Serienmotor kann man unter Benützung der Charakteristik

$$K = f(J) = \sim \frac{J}{\alpha + \beta J}$$

die beiden Hauptbeziehungen folgendermaßen schreiben, sofern w_s der Widerstand der Erregerwicklung ist,

$$u = [E_k - J(w_a + w_k + w_s)] \frac{60 \,.\, 10^8 \,.\, a}{Z \,.\, f(J) \,.\, p}, \qquad \ldots \qquad 226)$$

oder

$$u = \frac{60 \cdot 10^8}{Z} \frac{a}{p} \left[E_k - J\left(w_a + w_k + w_s\right)\right] \left(\frac{\alpha}{J} + \beta\right) \quad . \quad 227)$$

und

$$M = \frac{p}{61{,}6\, a} \left(J - J_v\right) f(J) \,.\, Z \,.\, 10^{-8} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 228)$$

$$J_v = \frac{A_H + w}{E_k} + \frac{A_b + A_R + A_L}{E_k},$$

oder angenähert

$$M = \frac{p}{61{,}6\, a} \frac{J^2}{\alpha + \beta J} Z \,.\, 10^{-8} \,.\, \eta \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 229)$$

Aus diesen Gleichungen folgt für den Serienmotor:

1. Die Tourenzahl des Serienmotors fällt mit zunehmendem Strom J, d. h. mit zunehmender Belastung M (Fig. 286), und zwar bei geringem Strom prozentuell mehr aus Gründen der Sättigung des magnetischen Kreises. Bei völliger Entlastung geht der Serienmotor durch, wobei er in der Regel durch Zentrifugalkraft zu Grunde geht. Durch richtige Wahl der Sättigungen und der Minimalbelastung ist diesem Uebel vorzubeugen.

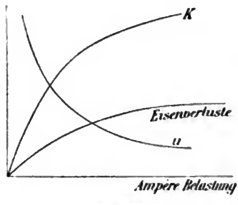


Fig. 286.

2. Das Moment ist nicht nur dem Hauptstrome, sondern bei kleinen Stromstärken sogar dem Quadrate des Hauptstromes proportional, da mit dem Hauptstrom auch der Flux steigt, der beim Nebenschlußmotor konstant ist (Fig. 286). In der Regel erreicht man mit dem 1½fachen des normalen Stromes schon das zweifache des normalen Drehmomentes. Der Serienmotor hat also ein vorzügliches Anzugsmoment.

3. Das Drehmoment ist völlig unabhängig von der Klemmenspannung. Der Serienmotor nimmt zur Erzeugung desselben Drehmomentes bei allen Klemmenspannungen denselben Strom auf. Er ist also gegen Spannungsschwankungen unempfindlicher als der Nebenschlußmotor. Die Tourenzahl ändert sich bei konstantem Strom ungefähr proportional der Klemmenspannung.

4. Der Serienmotor ändert seine Stromstärke bei variablem Drehmoment nicht in bedeutendem Maße, da seine Tourenzahl sich umgekehrt wie das Moment ändert, womit die Leistung wenig beeinflußt wird. Der Serienmotor wirkt also weniger durch Stromstöße auf das Netz zurück als der Nebenschlußmotor. Siehe folgende Tabelle.

Drehmoment	2,6	1,8	1,0	0,60	0,30	0,10
Umlaufzahl	0,75	0,90	1,0	1,15	1,40	1,90
Leistung	1,9	1,6	1,0	0,69	0,42	0,19
Strom	1,9	1,6	1	0,73	0,53	0,38

5. Die Ankerrückwirkung und die Reaktanzspannung ist besonders bei Ueberlast für den Serienmotor günstiger als für den Nebenschlußmotor, da mit zunehmender Belastung die Feld-AW wachsen und die Geschwindigkeit abnimmt.

Ein gegebenes Maschinenmodell ist als Serienmotor bezüglich Funkenbildung und Erwärmung des Feldes wesentlich leistungsfähiger, als wenn er als Nebenschlußmotor gewickelt wird.

6. Die Serienfeldspulen bestehen aus dickem Draht und sind deshalb für hohe Spannungen betriebsicher herzustellen; auch ihre Selbst-

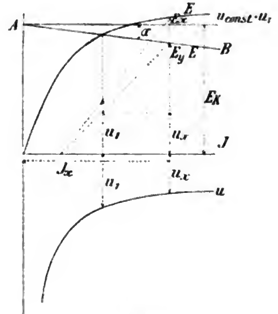


Fig. 286 a.

induktion ist geringer als bei Nebenschlußwicklung, was beim Abschalten von Wichtigkeit ist.

Hat man sich für einen Serienmotor in Abhängigkeit von J für eine bestimmte Tourenzahl u_1 (z. B. Vollasttouren) den Verlauf des Fluxes K bezw. der elektromotorischen Kraft E nach Seite 58 ff. berechnet (Fig. 286 a), so kann man die für den Serienmotor wichtige Tourenkurve bei konstanter Klemmenspannung folgendermaßen finden: A B sei der abfallende Verlauf der elektromotorischen Kraft E des Ankers, also

$$E = E_k - J\,(w_a + w_k + w_s)$$

und

$$\operatorname{tg} \alpha = w_a + w_k + w_s.$$

Für irgend einen Belastungsstrom J_x, der sich aus dem verlangten Moment M (Gl. 214) oder aus der zuzuführenden Leistung $J_x E_k$ ergibt, ist bei u_1-Touren die elektromotorische Kraft E_x (Fig. 286a). Da tatsächlich die vorhandene elektromotorische Kraft aber $E_y = E_k - J \operatorname{tg} \alpha$ ist, so stellt sich eine Tourenzahl u_x ein, für die gilt

$$u_x = u_1 \frac{E_k - J \operatorname{tg} \alpha}{E_x} = u_1 \frac{E_y}{E_x},$$

was sich in der in Fig. 286a angedeuteten Weise konstruieren läßt. Die Ankerrückwirkung ist dabei vernachlässigt; sie kann aber leicht dadurch berücksichtigt werden, daß die Charakteristik Fig. 286a gleich die Werte von E gibt, auf welche die elektromotorische Kraft durch die Rückwirkung herabgedrückt wird, d. h. J ist dann der Strom, der zur Erzeugung der E bei den vorhanden gedachten Anker-AW $= \frac{J Z}{8 a p}$ erforderlich ist.

Der Verlauf der zugeführten Leistung A_s, der mechanischen Leistung PS und des Wirkungsgrades $\eta = \frac{736 \text{ PS}}{A_s}$ in Abhängigkeit von u ist nach Kapp in Fig. 287 für einen Serienmotor gezeichnet.

Wird ein Serienmotor mit konstanter Stromstärke gespeist, so ist sein Drehmoment bei gegebener Bürstenstellung konstant. Die Tourenzahl ist angenähert proportional der Klemmenspannung.

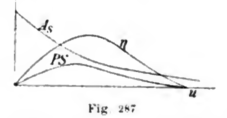


Fig. 287

55. Compoundmotor.

Der **Compoundmotor** kann auf zwei verschiedene Weisen und zur Erreichung zweier verschiedener Zwecke gewickelt werden:

a) Nebenschluß- und Serienwicklung wirken gleichsinnig (additionell, kumulativ); der Motor zieht mit großem Drehmoment an; die Tourenzahl fällt mit der Belastung stark ab.

b) Die beiden Erregerwicklungen sind zur Erzielung völliger Tourenkonstanz bei allen Belastungen entgegengesetzt geschaltet (differentiell).

Die zweite Schaltung wird äußerst selten mehr verwendet, da es eine seltene Ausnahme ist, daß man innerhalb weniger als 5% Tourenkonstanz verlangt, da ferner das Anzugsmoment, die relative Ankerrückwirkung und die Kommutation durch die zusätzliche Serienwicklung erheblich verschlechtert wird, was überdies zur Folge hat, daß ein gegebenes Modell gegenüber einem Nebenschlußmotor in der Leistung um 5 bis 10% reduziert wird. Die Bestimmung der zusätzlichen Serienwindungen geschieht derart, daß man die zu dem Flux K_1 bei Leerlauf

und dem Flux K_v bei Vollast gehörigen Werte [1]) von AW_l und AW_v (Ampèrewindungen) aus der Charakteristik entnimmt. AW_v ist außerdem noch in bekannter Weise mit den Anker-AW: AW_a direkt oder als AW_g und AW_q (S. 82) zu kombinieren, woraus sich AW_r als erforderliche Gesamt-AW für Vollast und konstantes u ergeben [2]). Die Nebenschlußwicklung erhält dann AW_l Ampèrewindungen und die Serienwicklung $AW_l - AW_r$; die Serienwindungszahl ist

$$z_s = \frac{AW_l - AW_r}{J}.$$

Viel wichtiger und empfehlenswerter ist die zweite Schaltung; es lassen sich aber nur allgemeine Angaben über die Dimensionierung der Erregerwicklungen für diesen Fall machen. In vielen praktischen Fällen ist es zweckmäßig, eine additionelle Serienwicklung vorzusehen, die bei Vollast 10 bis 20% der totalen AW ausmacht. Es seien allgemein im Hauptstrom

$$AW_s = c \,.\, AW_{total} = z_s\, J,$$

im Nebenschluß

$$AW_l = AW_n = (1 - c)\, AW_{total} = J_n\, z_n$$

untergebracht, wobei sich die normale Tourenzahl u_v für Vollast einstellen soll.

Bei Leerlauf ist dann die Tourenzahl u_l wesentlich größer: Man entnehme aus der Leercharakteristik Fig. 288, die für u_v-Touren gelte, die zu $AW_v = \sqrt{AW_{total}^2 - AW_q^2} - AW_g$ gehörige elektromotorische Kraft $E_v = E_k - J\,\Sigma\,(w)$ und dann die zu $AW_l = (1 - c)\, AW_{total}$ gehörige elektromotorische Kraft E_l; es ist dann

$$u_l = u_v \frac{E_v}{E_l}.$$

Fig. 288.

Ist das zulässige Verhältnis $u_l : u_v$ z. B. gleich 1,2 bis 2 gegeben, so liegt damit an Hand der gegebenen Beziehungen das Verhältnis $AW_n : AW_n + AW_s$ fest. Eine Lage dicker Windungen genügt in der Regel vollständig, wobei man die Nebenschlußwicklung etwas knapper als gewöhnlich dimensionieren kann ($AW_n = AW_{total} - AW_s$). Der Kompoundmotor nähert sich in seinem Verhalten mehr dem Serien- oder mehr dem Nebenschlußmotor,

[1]) K_l entspricht E_k, K_v gehört zu $E_k - J_a\,(w_a + w_k + w_s)$:

$$K_l = \frac{60 \,.\, 10^8}{p : a} \; \frac{E_k}{u\,Z}, \quad K_v = \frac{60 \,.\, 10^8}{p : a} \; \frac{E_k - J_a\,\Sigma\, w}{u\,Z}.$$

[2]) Angenähert ist

$$AW_r = \sqrt{(AW_v + AW_g)^2 + AW_q^2}.$$

je nachdem im Vergleich zur Nebenschlußwicklung viel oder wenig Serien-AW vorgesehen werden. Der Kompoundmotor ist ebenso wie der Serienmotor bezüglich Funkenbildung und Rückwirkung günstiger, d. h. überlastungsfähiger als der Nebenschlußmotor. Sein Drehmoment ist

$$M = c\,J\,Z\,(K_n + K_s) = c\,.\,J\,Z\,[K_n + f(J)], \quad . \quad . \quad 230)$$

wenn K_n der von Nebenschlußwicklung herrührende konstante Flux und $K_s = f(J)$ der von der Serienwicklung zusätzlich erzeugte Flux ist. K_s ist bei gleicher AW_s-Zahl um so größer, je geringer die Sättigung der Maschine beim Flux K_n ist. Das Moment steigt jedenfalls rascher als die erste Potenz des Stromes J.

56. Vergleich der Motortypen. Verschiedenes.

Frölich hat die in Fig. 289 gezeichneten Kurven zur Charakterisierung der diversen Motortypen zusammengestellt. Die Kurven stellen für konstante Klemmenspannung die Tourenzahl u in Abhängigkeit des

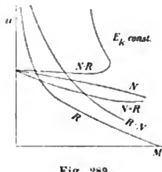


Fig. 289.

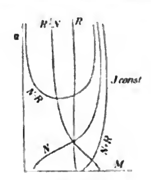


Fig. 289 a.

Drehmomentes M dar, der Buchstabe N bedeutet Nebenschluß-, der Buchstabe R Reihen(Serien)wicklung; ferner ist N — R = differentieller Kompoundmotor mit überwiegender Nebenschlußwicklung, R — N ebenfalls, aber mit vorherrschender Serienwicklung. N + R ist der verstärkend (gleichsinnig) gewickelte Kompoundmotor. Erfolgt der Motorantrieb durch ein Verteilungsnetz mit konstanter Stromstärke, so erhält man in gleicher Weise die Kurvenschaar Fig. 289 a.

Bei Dauerbelastung mit Vollast ist zwischen den besprochenen Motorarten kein ausgesprochener Unterschied; der Serienmotor[1]) wird prinzipiell wegen des dickeren Erregerdrahtes bei gleicher Raumausnützung und gleichem Preise etwas kleinere Erwärmung im Feld und einen wenig besseren Wirkungsgrad ergeben. Bei Teillasten und Ueberlasten verhält sich jedoch der Serienmotor wesentlich anders als der Nebenschlußmotor. Für letzteren sind die Eisenverluste bei allen Lasten praktisch konstant, beim Serienmotor sind sie für kleine Lasten gering

[1]) Siehe Fig. 286.

und bei hohen Belastungen groß (Fig. 286) entsprechend der mit steigender Belastung zunehmenden Induktion, allerdings nimmt gleichzeitig die Touren- und Periodenzahl ab; die Eiseninduktion bezw. der ihr proportionale Flux und die Tourenzahl u sind ebenfalls in die Fig. 286 eingezeichnet. Die Hysteresis ist $\backsim c \,.\, K^{1,6} u$, die Wirbelströme $c \,.\, K^2 u^2$; K und u verlaufen aber entgegengesetzt[1]), so daß das Anwachsen der Eisenverluste sehr langsam erfolgt. Die Erregerverluste, die beim Nebenschlußmotor ebenfalls konstant sind, steigen beim Serienmotor sehr stark

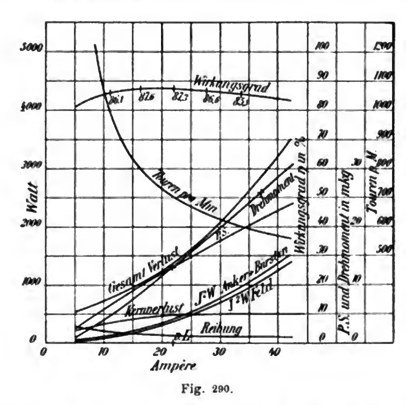


Fig. 290.

mit der Belastung, d. h. mit dem Quadrat des Stromes. Die Lager- und Luftreibung, die für den Nebenschlußmotor auch unveränderlich sind, nehmen dagegen bei abnehmender Belastung zu und fallen bei Ueberlast. Die Ohmschen Verluste im Anker und am Kommutator verhalten sich in Abhängigkeit vom Strom wie beim Nebenschlußmotor. Für gleiches Drehmoment sind sie allerdings bei Teillasten größer und bei Ueberlast kleiner als beim Nebenschlußmotor. Die Folge all dieser Verschiedenheiten in den Verlusten ist nun die, daß der Serienmotor bei Teillasten geringe Verluste, also besseren Wirkungsgrad als der Nebenschlußmotor ergibt, bei Ueberlast aber eher größere Verluste und schlechteren Wirkungsgrad. Der ganze Verlauf des Wirkungsgrades in Abhängigkeit der Belastung ist viel flacher als beim Nebenschlußmotor. In Fig. 290 sind für einen 12 PS-Serienmotor der Union E. G., der für intermittierenden Betrieb gebaut ist, die Einzelverluste und der Wirkungs-

[1]) Meist läßt man ein gegebenes Modell bei Vollast als Serienmotor etwas langsamer laufen als wie den entsprechenden Nebenschlußmotor.

grad dargestellt. Beim Kompoundmotor liegen die Verhältnisse entsprechend zwischen dem Nebenschluß- und dem Serienmotor.

Serienmotoren sollte man in der Regel so entwerfen, daß sie bei $^1/_{10}$ des Vollastmomentes nicht viel mehr als doppelte Vollasttouren und bei zweifachem Moment etwa 75 bis 90 % der Vollasttouren zeigen.

Jede Motorleistung läßt sich mit hoher und niedriger Tourenzahl bauen. Sofern es sich um langsamlaufende anzutreibende Maschinen handelt, entsteht die Frage, ob man direkte Kupplung oder ein- bezw. mehrfache Uebersetzung wählen soll. Ein 10 PS-Motor kann ohne weiteres für 100 Touren, aber auch noch für 3000 Touren gebaut werden. Seine Größe ist der Tourenzahl ungefähr umgekehrt proportional, d. h. das Modell 10 PS 100 Touren könnte z. B. bei entsprechender Aenderung der Wicklung 50 PS bei 500 Touren leisten. Der Motor für 100 Touren wird etwa 1500 kg wiegen, der für 3000 Touren etwa 150 kg; die Preise würden entsprechend 3800 Mark und 550 Mark sein. Der Raum, den der langsamlaufende Motor einnimmt, ist größer als der des raschlaufenden. Der Wirkungsgrad des raschlaufenden Motors ist einige Prozente höher, etwa 80%, derjenige des 100tourigen 75%. Der Tourenabfall bei Belastung ist beim letzteren auch größer, etwa 15 % gegen 5 %. Aber der langsamlaufende Motor hat auch manche beachtenswerte Vorteile, besonders wenn es sich um häufiges Anlassen und um dauernde Betriebssicherheit handelt. Der langsamlaufende Motor ist mechanisch solider und stabiler, er paßt sich der Antriebsmaschine ohne verlustbringende[1]) und oft viel Raum erfordernde Zwischenvorgelege, die häufig wegen der Gefahr eines Bruches, wie bei Fördermaschinen, unzuverlässig sind und manchmal zu Lärm und Vibrationen Veranlassung geben, in eleganter Weise an. Die Neigung zur Funkenbildung[2]) ist bei geringem u wesentlich kleiner und die beim Anlassen aufzuwendende Beschleunigungsarbeit, die in der Regel nutzlos vergeudet wird, wächst mit der Tourenzahl. In vielen Fällen, wie bei Laufkranen, ist tatsächlich die Beschleunigungsarbeit des Motorankers größer als die der übrigen Teile. Bei hoher Umlaufszahl ist aber auch die zur Beschleunigung und zum Bremsen erforderliche Zeit wesentlich größer, sofern man gleiche Stromstärke und gleiche Höhe der Beschleunigung voraussetzt. Man hat also aus diesem Grunde für den langsamlaufenden Motor kleinere Anlaßverluste und bei häufigem Anlassen kann der Gesamtwirkungsgrad unter Einrechnung der Vorgelegeverluste leicht zu Gunsten des langsamlaufenden Motors ausfallen, der außerdem viel manövrierfähiger ist.

[1]) In vielen Fällen ist der Wirkungsgrad des langsamlaufenden Motors größer als eines raschlaufenden mit Vorgelege.

[2]) Die Funkenbildung begrenzt bekanntlich bei gegebener Leistung die Tourenzahl der Elektromotoren nach oben.

Die beim Anfahren aufzuwendende lebendige Kraft ist

$$A_a = \frac{G_a}{g}\left(\frac{\pi u}{30}\right)^2 r^2, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 231)$$

sofern G_a das Anker- und Kommutatorgewicht, r der Trägheitshalbmesser und u die Tourenzahl ist. In praxi ist bei gleicher Leistung r etwa proportional $u^{-1/2}$ bis $u^{-0,4}$ und G_a etwa $u^{-0,3}$ bis $u^{-0,4}$, so daß man erhält

$$A_a = c \,.\, u^{0,6} \text{ bis } c \,.\, u^{0,9}.$$

Tatsächlich ist die Anlaufsenergie bei $^1/_2$ Tourenzahl $\frac{u}{2}$ etwa 50 bis 70 % derjenigen bei voller Geschwindigkeit u. Die Anlaufs- und Auslaufszeit t bestimmt sich entweder aus dem maximal zulässigen Beschleunigungs- oder Bremsmoment, das mit der sekundlich maximal zuzuführenden elektrischen Energie gleichbedeutend ist, oder aus der höchstzulässigen Beschleunigung $p = v \,.\, t$, die mit Rücksicht auf Stoßwirkungen zu beschränken ist.

Ein raschlaufender Motor hat anderseits größere Trägheit gegenüber plötzlichen Belastungsänderungen. Bei gleichem Schwungmoment $G D^2$ eines Ankers (D Trägheitsdurchmesser) wächst die lebendige Kraft mit u^2 und damit die Fähigkeit des Kraftausgleiches bei Belastungsänderungen.

Die Kühlung ist, wenn es auch eigentümlich klingt, bei mäßig langsamlaufenden Typen wesentlich günstiger als bei übermäßig raschlaufenden, da im ersten Falle die ausstrahlende Oberfläche pro Watt Verlust in der Regel höher ist.

In der Praxis stellt sich oft die Frage, wie verhält sich ein gegebenes bekanntes Modell für A_m Watt Kraftabgabe $(= \frac{A_m}{736}$ PS) und u Touren, wenn dasselbe für gleiche Spannung bei einer Tourenzahl von $\frac{u}{m}$ auf eine Leistung (output) von $\frac{A_m}{m}$ reduziert wird. Der ursprüngliche Wirkungsgrad sei η und die Erwärmung $+ T^0$, die Eisenverluste seien B Watt[1]), die Ohmschen Verluste im Anker und Kommutator $C = C_1 + C_2$ Watt, die Erregerverluste D Watt, die Bürstenreibung betrage F_1 Watt, die Lagerreibung F_2 Watt. Ferner sei $S = B + C + D + F_1 + F_2$, d. h.

$$\eta = \frac{A_m}{A_m + S}.$$

Nach der Tourenreduktion sind die gesamten Verluste, wenn man gleichen Gesamtflux und gleiche Kupfer-, Eisen- und Bürstenbeanspruchungen voraussetzt:

$$S_x = \frac{B}{m} + C_1 + \frac{C_2}{m} + D + \frac{F_1}{m^2} + \frac{F_2}{m^{3/2}}$$

und

$$\eta_x = \frac{A_m}{m\left(\frac{A_m}{m} + S_x\right)}.$$

[1]) Es sollen nur Hysteresisverluste in Frage kommen.

Die Uebertemperatur des Ankers und Kommutators[1]) ändert sich auf

$$T_x = T \frac{1 + 0{,}1\,v}{1 + 0{,}1\,v_x} \frac{\frac{B}{m} + C_1}{B + C_1} \text{ (Anker)}$$

und

$$T_x = T \frac{1 + 0{,}1\,v_k}{1 + 0{,}1\,v_{k\,x}} \frac{C_1/m + \frac{F_1}{m^2}}{C_1 + F_1} \text{ (Kommutator).}$$

Die Feldspulen werden bei einer Tourenreduktion auf die Hälfte etwa 5 bis 10 % heißer, auf Stillstand etwa 10 bis 20 %.

Der Tourenabfall des Motors bei Belastung von leer auf voll wird, sofern er im wesentlichen durch den Ohmschen Verlust bedingt wird, m mal größer. Bei einer Dynamo steigt der Spannungsabfall für Belastung in ähnlicher Weise, dabei spielt allerdings die Rückwirkung in der Regel weitaus die Hauptrolle und diese ändert sich nicht.

Für einen 500 PS-Motor mit 300 Touren sind z. B. die Eisenverluste[2]) 2 %, die Ohmschen Ankerverluste 2 %, die Erregerverluste 1,0 %, die Ohmschen Bürstenverluste 0,6 %, die Bürstenreibung 0,8 % und die Lagerreibung (zwei Lager) 1 %. Die Uebertemperatur von Anker ($v = 24$), Kommutator ($v = 18$) und Feld sei $+ 30°$ C. Das Modell soll bei gleicher Spannung für 170 PS und 100 Touren gebaut werden. Der ursprüngliche Wirkungsgrad ist 92,6 %; bei 100 Touren sind die Verluste in obiger Reihenfolge etwa 2 %, 6 %, 3,0 %, 0,6 %, 0,3 %, 0,6 %, d. h.

$$\eta_x = \frac{100 - 12{,}5}{100} = 87{,}5\ \%.$$

Für den Anker ist $T_x = T \frac{1 + 0{,}1 \cdot 24}{1 + 0{,}1 \cdot 8} \frac{\frac{2}{3} + 2}{2 + 2} = 1{,}3 \cdot 30 = 39°$;

für den Kommutator[3]) ist $T_x = T \frac{1 + 1{,}8}{1 + 0{,}6} \frac{\frac{0{,}6}{3} + \frac{0{,}8}{9}}{0{,}6 + 0{,}8} = 0{,}4 \cdot 30 = \backsim 12°$;

für die Spulen ist $T_x = \backsim 1{,}15\,T = \backsim 35°$.

Verdreifacht man einfach die Windungszahl pro Spule, so ist die Reaktanz für $\frac{u}{3}$ genau dieselbe wie früher, d. h. die Kommutierung ist etwa die gleiche geblieben.

Der Tourenabfall bei 100 Touren ist etwa 10 %, wenn er bei 300 Touren 5 % ist.

57. Das Anlassen, Bremsen, Tourenregulieren von Elektromotoren.

Der durch einen Motoranker fließende Strom ist

$$J_a = \frac{E_k - E}{w_a + w_k + w_s}, \quad \dots\dots \quad 232)$$

[1]) Das Gesetz $(1 + 0{,}1\,v)$ ist allerdings für diese Umrechnung nicht sehr geeignet.

[2]) Alles auf zugeführte Leistung (input) $A_m + S$ bezogen.

[3]) Der Kommutator kann ohne weiteres auf $^1/_2$ bis $^1/_3$ seiner Länge gekürzt werden.

falls E_k die Klemmenspannung und E die bei der Drehung erzeugte gegenelektromotorische Kraft nach Gl. 2) ist. Bei Stillstand, wobei $E = 0$ ist, fällt dieser Strom, je nachdem der normale Ohmsche Gesamtabfall 1 bis 10% ist, 100 bis 10mal größer aus als der Vollaststrom[1]). Obwohl dieser Strom nur kurz dauern würde, da er in der Regel ein äußerst kräftiges Anzugs- und Beschleunigungsmoment erzeugt, so ist er doch wegen der Rückwirkung auf das übrige Netz und der Gefahr einer Beschädigung des Motors durch Erhitzung und die hohen Beschleunigungskräfte unzulässig. Man legt deshalb einen stufenweise abzuschaltenden Anlaßwiderstand w_d vor den Anker (Fig. 291), der den Anlaßstrom auf ein beliebig gewünschtes Maß herabdrückt. Kleine Motoren, und zwar Nebenschlußmotoren von $^1/_4$ PS abwärts, Serienmotore von 2 PS abwärts kann man in großen Netzen ohne Anlasser in Betrieb setzen. Die Serienmotoren sind insofern günstiger, als außer $w_a + w_k$ auch noch die Serienspule w_s den Anlaßstrom herabdrückt und der starke Strom gleichzeitig die Erregung derart stärkt, daß ein äußerst kräftiges Anlaufsmoment auftritt, welches die Anlaufszeit herabdrückt. Beim Nebenschlußmotor kann aber der Fall eintreten, daß der Anlaßstrom einen erheblichen Spannungsabfall bis zum Motor hervorbringt und die Erregung beim Anlauf geschwächt wird.

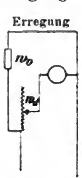


Fig. 291.

Ist W der gesamte in dem Motorkreis (Ankerkreis) liegende Widerstand, so gilt für die Anlaßperiode die Beziehung

$$\frac{E_k - E}{W} E = A_a + A_w, \quad \ldots \ldots \quad 233)$$

worin A_a der zur Beschleunigung erforderliche Effekt, A_w der zu überwindende Arbeitswiderstand ist. Es ist nun für irgend eine Tourenzahl u_t $E = c_1 . u_t$, wobei c_1 von der Leiterzahl Z und dem Flux K abhängt, $A_a = c_2 u_t \frac{d u_t}{d t}$, worin c_2 von den zu beschleunigenden Maßen und deren Trägheitsradien abhängt, und schließlich $A_w = C$ oder $C u_t$ oder $C u_t^2$ je nach Art der Arbeitsleistung[2]). Bezeichnet man mit u die stationäre Tourenzahl bei dem Widerstand W entsprechend $A_a = 0$, so erhält man als Lösung obiger Beziehung die Form

$$u_t = u \left(1 - \varepsilon^{-\frac{t}{\tau}}\right), \quad \ldots \ldots \quad 234)$$

worin τ von den erwähnten Größen c_1, c_2, W und C abhängt. Der Motor vermehrt also zunächst seine Tourenzahl rasch und dann immer langsamer.

[1]) Die großen Vielfache gelten für große Motoren.

[2]) Oder allgemein $C u_t^x$.

Die Bemessung und Abstufung dieses Anlassers hat mit Rücksicht auf das erforderliche Anlaßmoment und mit Rücksicht auf die zulässigen Stromstöße auf der ersten Stufe und beim Uebergang von Stufe zu Stufe zu geschehen. Die Stufung wird in dem Kapitel „Apparate" besprochen. Der gesamte Anlaßwiderstand ist $W = \frac{E_k}{J}$, wenn J der erforderliche Anlaßstrom ist. Während der Anlaufperiode steigt die Spannung am Motor allmählich nach irgend einem Gesetz von 0 bis auf die Netzspannung E_k an. Ist der Anlaßstrom im Mittel J Amp., so ist der dem Netz entnommene Effekt $E_k J$ und die Nutzleistung[1]) etwa $\eta \frac{E_k}{2} J$, wenn die mittlere Motorspannung beim Anlassen $= \frac{E_k}{2}$ und η der Motorwirkungsgrad bei dem Effekt $\frac{E_k}{2} J$ ist, d. h. der Wirkungsgrad der Anlaßperiode ist

$$\frac{\eta}{2} < 0{,}4 \text{ bis } 0{,}5.$$

Beim Anlauf mit Widerstand gehen 50 bis 70% der aufgewendeten Energie verloren. Es gibt eine Reihe wirtschaftlicherer Anlaßmethoden, die darin bestehen, daß die Klemmenspannung während des Anfahrens gegen die Spannung bei Lauf in entsprechender Weise reduziert wird (siehe unter „Apparate").

Schneidet man einem Motor die elektrische Energiezufuhr ab, so läuft er vermöge seiner lebendigen Kraft weiter und ist im stande, als Dynamo elektrische Arbeit zu leisten. In diesem Falle wie überhaupt bei mechanischem Antrieb von außen wirkt der Motor als elektrische Bremse, die als Dynamo auf Widerstand oder aufs Netz arbeitet. Soll ein Nebenschlußmotor als Dynamo ins Netz Strom zurückschicken, so muß seine Klemmenspannung etwas größer als die Netzspannung E_k sein. Bei gleicher Erregung muß er dann rascher laufen als zuvor bei Motorbetrieb. Ist die Motortourenzahl u_m und die Dynamotourenzahl (beim Bremsen im Netz) u_d, so ist allgemein

$$E_k + J_d (w_a + w_k + \Delta_d) = c \cdot u_d,$$
$$E_k - J_m (w_a + w_k + \Delta_m) = c \cdot u_m,$$

worin J_d der Dynamostrom und J_m der Motorstrom je im Anker ist. Δ_d und Δ_m soll die Ankerrückwirkung berücksichtigen. Beim Bremsen wird ein Strom $J_d - J_n$ ins Netz geschickt und es ist ein Effekt von

$$[E_k + J_d (w_a + w_k)] (J_d + J_v)$$

mechanisch zuzuführen, sofern J_n der Erregerstrom und J_v der zur Ueberwindung der Eisen- und Reibungsverluste erforderliche Strom ist.

[1]) Beschleunigungsarbeit eingeschlossen.

Ein Serienmotor kann nur ins Netz zurückarbeiten, wenn der Anschluß der Feldklemmen an die Ankerklemmen vertauscht wird, so daß bei Motor- und Dynamobetrieb die Feldrichtung dieselbe bleibt bezw., was besser ist, wenn man für das Zurückarbeiten Fremderregung vom Netz vorsieht.

Das Bremsen eines Motors auf Widerstand ist nicht an eine bestimmte Tourengrenze gebunden. Bremswiderstand w, Tourenzahl u, Bremsstrom J_d und Bremsmoment M_b sind allerdings voneinander abhängig.

Bei gegebenem M_b muß w um so kleiner sein, je geringer die Antriebstourenzahl u ist. Diese Bremsmethode ist für Serien- und Nebenschlußmotoren in gleich einfacher Weise möglich. Beim Serienmotor müssen beim Uebergang vom Motor- auf den Bremsbetrieb die Verbindungen zwischen Anker- und Feldwicklung vertauscht werden. Am heftigsten ist die Bremswirkung, wenn man den Motor direkt kurzschließt.

Eine weitere Steigerung ist dadurch möglich, daß man den Sinn des Ankerstroms eines in Betrieb befindlichen Motors umkehrt, ihm also Gegenstrom zuführt. Die Bremsung auf Widerstand und mittels Gegenstrom sind keine Nutzbremsungen[1]).

Die Tourenänderung eines Motors ist allgemein durch die Beziehung

$$u = \frac{(E_k - J_a \Sigma w)\, 60 . 10^8}{Z K} \frac{a}{p}$$

gegeben. Danach gibt es folgende Möglichkeiten:

a) Aenderung der Klemmenspannung E_k durch Mehrleiternetze, Akkumulatoren oder Serien- und Parallelschaltung von mehreren Motoren oder mehreren Kommutatoren desselben Motors; dabei kann K konstant bleiben oder ebenfalls geändert werden (siehe d).

b) Aenderung des Ankerkreiswiderstandes w durch Ein- und Ausschalten eines Vorschaltwiderstandes.

c) Aenderung der Ankerleiterzahl Z unter Verwendung von Schleifringen zum Einschalten der einzelnen Gruppen von Ankerwicklungen. Auch durch Verwendung mehrerer Kommutatoren oder durch Bürstenverschiebung kann man Z ändern.

d) Steigerung und Schwächung des Magnetfeldes K durch Variation des Erregerstroms, wie das beim Serienmotor an sich der Fall ist. Auch eine Variation des Luftspaltes gibt eine Tourenänderung.

e) Aenderung der Polzahl 2p und der Zahl der parallelen Zweige 2a.

---

[1]) Weiteres über das Anlassen, Bremsen und Tourenregulieren findet man unter Apparate und unter Kraftübertragung.

Steigert man die Tourenzahl durch Schwächung des Feldstroms, so ist zu beachten, daß zu einer Tourensteigerung um a % eine Kraftlinienabnahme von a %, aber eine wesentlich größere Aenderung des Erregerstroms erforderlich ist [1]), nämlich c a %; c ist in praxi etwa 1,2 bis 1,6.

[1]) Die gesteigerte Tourenzahl ist $(1 + \frac{a}{100}\, u)$, der geschwächte Erregerstrom $\left(1 - \frac{ca}{100}\right) J_n$.

Nachtrag.

Zu S. 113 ff. Eine weitere von Franz Pichler & Co. herrührende Dreileiteranordnung ist in der Zeitschr. f. Elektrot. (Wien) 1897 Heft 3 von Ettinghausen und in derselben Zeitschrift 1903 S. 558 beschrieben. Außer der gewöhnlichen Ankerwicklung ist auf der betreffenden Dreileitermaschine noch eine Hilfswicklung mit halber Windungszahl aufgebracht, deren Enden an zwei diametrale Punkte der Hauptwicklung angeschlossen sind. Die Mitte der Hilfswicklung führt zu einem Schleifring, von dem der Mittelleiter abgezweigt ist. Die Außenleiter liegen an den Kommutatorbürsten. Die beiden Hälften der aufgeschnittenen Hilfswicklung sind gegeneinander geschaltet. — Nach dem D. R.-P. 142869 benützt Schuckert zur Speisung eines Dreileiternetzes von zweimal 220 Volt aus einem 550 Voltbahnnetz, das geerdeten Minuspol hat, folgende Anordnung, die gleichzeitig einen Kraftausgleich gewährt: Zwischen die Bahnleiter wird vom Pluspol beginnend ein dreifacher Satz von miteinander gekuppelten Dynamos für 330, 440 und 220 Volt in Serie geschaltet, die zwei ersten gleichsinnig, die letzte entgegengesetzt. Der Minusbahnleiter ist zugleich Nullleiter für das Dreileiternetz. Die Außenleiter zweigen einerseits von der Verbindungsstelle der 220 Voltdynamo mit der 440 Voltmaschine und anderseits von der Verbindung zwischen der 440 und 330 Voltdynamo ab.

S. 116. In die Formeln für den Spannungsunterschied empfiehlt es sich noch den Abfall am Kommutator $w_k J$ und in den Leitungen $w_l J$ einzuführen; z. B. füge man zu der Formel über Fig. 165 auf der rechten Seite:

$$w_{k_1} J_1 - w_{k_2} J_2 + w_l (J_1 - J_2).$$

S. 157 u. 217. Den Einfluß der Tourenzahl auf den Entwurf von Gleichstrommaschinen, namentlich auch die Verschlechterung der Kommutierung bei Steigerung der Tourenzahl behandelt Hobart in E.T.Z. 1903 S. 821: Er entwirft eine 100 KW-Maschine (500 Volt) für 200, 300, 400, 600 und 800 Touren, je bei gleichem Ankerdurchmesser von 800 mm, und läßt die Ankerbreite mit steigender Umlaufszahl abnehmen; die Zahl und Breite der Luftkanäle ist um so größer, je langsamer die Dynamo läuft. Außer der Erschwerung der mechanischen Herstellung steigt mit der Tourenzahl die minimal erreichbare Reaktionsspannung, die Ankerverluste nehmen schließlich nicht mehr ab, die Kommutatorverluste steigen immer an; die Erwärmung wird entschieden größer, die Gesamtherstellungskosten pro KW lassen sich bei einer Tourenerhöhung über 400 Touren nicht mehr nennenswert herabsetzen. Für jede Leistung gibt es eine Tourenzahl, bei welcher der Herstellungspreis ein Minimum ist.

S. 159. Es ist hier noch das Hilfsmittel zur Verringerung der Rückwirkung aufzuzählen, das darin besteht, daß man den Luftspalt an der auflaufenden Polkante klein macht und ihn allmählich bis zur ablaufenden Kante anwachsen läßt, was sich bei Verwendung von lamellierten Polschuhen leicht durch Annahme verschiedener Mittelpunkte für Anker und Polschuh erreichen läßt.

S. 167 ff. Selbst unter Verwendung von Hilfswicklungen und Hilfspolen bietet der einwandsfreie Bau von Gleichstrom-Turbodynamos hoher Umlaufszahl erhebliche Schwierigkeiten, nicht allein wegen der Kommutierung, sondern auch wegen der nicht leicht zu vermeidenden Wirbelstromverluste in den zur Konstruktion erforderlichen Metallteilen. Ein von mir noch nicht genannter Ausweg ist die Verwendung des Prinzips der unipolaren Induktion, das eben bei hohen Geschwindigkeiten die wirtschaftlichsten Resultate gibt. Da die Unipolarmaschine[1]) aus einem einfachen Kupferzylinder besteht, der in dem Luftspalt eines kräftigen, im übrigen geschlossenen Elektromagneten rotiert und auf dessen beiden Enden Bürstensätze schleifen, so wäre jedenfalls die Frage der Funkenbildung damit überwunden.

S. 242. Beispiel einer mit Hilfspolen versehenen Turbodynamo von Brown & Boveri (nach Prof. Arnold): 150 bis 180 KW, 3500 Touren, 450 bis 650 Volt.

Ankerdurchmesser 400 mm	Schrumpfringe 35mal 70 mm
Ankerlänge 350 mm	Lamellenzahl 100
5 Luftschlitze zu 10 mm	Luftspalt 7,5 mm (?)
Nutenzahl 50	2 Pole
Kommutatordurchmesser 220 mm	4 Luftschlitze in den Polen
Kommutatorlänge 470 mm	Pro Stift 4 Kupfer(Boudreaux)bürsten
Auf dem Kommutator 3	7×30 mm, 2 Kohle 15×21 mm.

[1]) Siehe Arnold, Die Gleichstrommaschine, I. Band, S. 4.

II.

Mechanischer Entwurf von Gleichstrommaschinen.

Einleitung.

58. Die Aufgaben des Konstrukteurs.

Der Entwurf einer Dynamo ist ein Kompromiß zahlloser, sich teilweise widersprechender Forderungen, die sich nicht in eine oder einige Formeln fassen lassen, aus denen sich die besten Verhältnisse mit zwingender Richtigkeit ergeben könnten. Da sind die elektrischen Anforderungen zu berücksichtigen: Wirkungsgrad bei Vollast und Teillasten, geringe Leerverluste, funkenloser Gang, Spannungsabfall, Erwärmung u. a.; dann soll aber auch die Isolation gut sein, bei dauernder Betriebsicherheit der Maschine sollen die Materialkosten und die Herstellungslöhne ein Minimum sein, wobei auf die bestehenden Fabrikverhältnisse, die vorhandenen Werkzeugmaschinen, die Tüchtigkeit der Arbeiter u. a. zu achten ist. Wegen Zoll und Fracht ist ein möglichst geringes Gewicht anzustreben. Schließlich bestimmen die Konkurrenzfähigkeit die Organisationsverhältnisse der Firma, d. h. die zur Deckung der Generalunkosten erforderlichen Zuschläge zu den reinen Erstellungskosten [1]).

Ich habe im nachstehenden versucht, die Berechnung der elektrotechnischen Maschinenelemente auf Grund der Festigkeitslehre auszuarbeiten; viele Maschinenteile entziehen sich allerdings einer genauen Berechnung. Trotzdem ist es dem Anfänger nicht wie dem geübten Konstrukteur möglich, seine Entwürfe nach dem Gefühl [2]) zu machen;

---

[1]) Zur Unterstützung eines erfolgreichen Hochschulunterrichts in dem Entwurf elektrischer Maschinen und Apparate halte ich eine reichhaltige Sammlung der verschiedenen elektrotechnischen Maschinenelemente für äußerst wichtig. Ich verstehe darunter: Ankerbleche, Pole, Polschuhe, Anker- und Feldspulen, Ankerkörper, Wellen, Lagerschalen, Lagerbügel, Kommutatoren, Isolationsmaterialien als Scheiben, Hülsen, Ringe und Bänder, Klemmen, Bürstenhalter, Schalterkontakte, Kontrollerteile etc. Die Besichtigung vollständig zusammengebauter Maschinen bietet ebenso wie die Benützung von Zusammenstellungszeichnungen als Vorlagen nicht die Möglichkeit, in die elektrotechnischen Details einzudringen.

[2]) Es gibt auch Fälle, wo die aus Regeln der Festigkeit gefundenen Werte aus Herstellungsgründen nicht ausreichen.

deswegen habe ich da, wo eine direkte Berechnung nicht angängig ist, die Dimensionierung an Hand ausgeführter Maschinenteile angegeben. Man sollte in der Elektrotechnik noch mehr, als es bis jetzt geschieht, die Maschinenteile auf ihre mechanische Beanspruchung hin berechnen; die neuesten raschlaufenden Typen von Turbodyamos machen dies sogar zur unerläßlichen Bedingung, ebenso wie die gegenwärtige scharfe Konkurrenz und die gedrückten Preise, die notgedrungen zu einer sparsamen Dimensionierung führen. Es handelt sich im wesentlichen zunächst um Ermittlung von Zug-, Druck-, Biege-, Schub- und Drehungsbeanspruchungen und deren Kombination; in gewissen Fällen werden die Formeln für Träger mit gekrümmter Mittellinie erforderlich. Sehr wichtig ist auch die Ermittlung von Durchbiegungen und zwar öfters ebenfalls unter Berücksichtigung der Gleichungen für Träger mit gekrümmter Mittellinie. In vielen Fällen bestimmt nicht die Beanspruchung, sondern die zulässig erachtete Durchbiegung die Abmessungen.

Der mechanische Entwurf einer Dynamo erfolgt auf Grund der vorher festgelegten elektrischen Dimensionen, die allerdings mechanisch ausführbar sein müssen, für alle sog. aktiven Bestandteile schreiben elektrische und magnetische Gründe das Material vor. Die Aufgabe des Konstrukteurs ist es, die elektrisch und magnetisch mit einem Minimum an Material ausgelegte Maschine mit möglichst wenig inaktivem Material betriebsicher aufzubauen; umgekehrt muß aber auch der elektrische Entwurf die zweckmäßigste mechanische Dimensionierung respektieren. Elektrische und mechanische Forderungen kreuzen sich namentlich bei der Wahl der Wellen- und Lagerabmessungen, bei der Wahl der Umfangsgeschwindigkeiten, des Luftspaltes, des Jochquerschnittes, der kleinst zulässigen Zahnstärke und Lamellendicke.

Eine große Zahl Beispiele ganzer Maschinen finden sich in Arnold, Konstruktionstafeln und Gleichstrommaschine Bd. 2; Klingenberg, Konstruktionselemente; Kapp, Elektromechanische Konstruktionen; Niethammer, Bd. IV u. IX des Handbuchs für Elektrotechnik.

Empfehlenswerte Litteratur außer den auf S. 8 im ersten Teil genannten Werken:

Bach, Maschinenelemente. Bach, Elastizität und Festigkeit. v. Grove, Konstruktionslehre der einfachen Maschinenteile. Hütte, Des Ingenieurs Taschenbuch, Teil I. Klingenberg, Elektromechanische Konstruktionselemente. Niethammer, Moderne Gesichtspunkte für den Entwurf elektrischer Maschinen und Apparate.

XIII. Konstruktionsmaterialien.

59. Zulässige Beanspruchungen. Spezifisches Gewicht.

Die im Dynamobau verwendeten Materialien mit ihren charakteristischen Konstanten sind nachstehend zusammengestellt:

	Verwendung	Bruchfestigkeit bei Zug $K_z \geqq$ [1])	Gesamtdehnung φ % $\geqq$ [2])	$\frac{1}{\alpha}\,10^{-6}$ [3])	Spezifisches Gewicht
Gew. Schmiedeeisen	Wenig beanspruchte Teile	2000	7	2,00	7,6
Schraubeneisen (Flußeisen) (zähes Material)	Stark beanspruchte Teile (bes. Schrauben)	4000	18	2,15	7,8
Flußstahl (zähes Material)	Wellen, Schrumpfringe	5000	20	2,20	7,8
Gußeisen	Joche, Lager, Grundplatten	1200	0,8	0,90	7,0 bis 7,2
Stahlguß	Joche, Pole	3500	15	2,15	7,8
Eisendraht	Bandagen	4000	—	2,00	7,6
Stahldraht	Bandagen	4000 bis 19 000	—	2,15	7,8
Weicheisenbleche [4]) (in Platten von 1,2×1,2 m; $0{,}2_5$ bis 1,8 mm stark)	Anker, Pole	4000	—	2,15	7,8 bis 7,75
Temperguß	—	1500	20	—	7,4
Kupfer gezogen	Anker- und Feldwicklung, Segmente	2000 (bis 3800)	38	1,1	8,9

[1]) Die Proportionalitätsgrenze liegt etwa bei 0,4 bis 0,6 K_z, die Streckgrenze bei 0,6 bis 0,8 K_z.

[2]) $\varphi = 100\,\frac{l_b - l}{l}$, falls l die Stablänge ohne Belastung und l_b die bei Bruchbelastung durch Zug ist. $K_z \times \varphi$ heißt Qualitätsziffer.

[3]) α ist der Dehnungskoeffizient. Ein Stab von der Länge l dehnt sich bei einer Beanspruchung von σ kg/c² um $\lambda = \alpha \sigma l$. Der Gleitmodul β ist $= \backsim 2{,}6\,\alpha$.

[4]) Die Bleche werden normal in Tafeln von 1,2 × 1,2 m Umfang und 0,3 bis 1 mm Dicke geliefert; größere Platten nur gegen Ueberpreis.

	Verwendung	Bruchfestigkeit bei Zug $K_z >$	Gesamtdehnung φ % >	$\frac{1}{\alpha}$ 10 − 6	Spezifisches Gewicht
Kupferdraht . . .	Wicklungen . . .	4000	—	1,3	8,9
Kupferguß	Klemmen	1300	—	—	8,8
Messingguß oder Bronze (verschiedene Mischungen von Cu, Sn, Zn u. Pb[1])	Klemmen, kleinere Lagerschalen . .	1500[2])	13	0,8	8,8 bis 8,3
Messingdraht gezogen	—	5000	—	1,00	8,7
Bronzedraht . . .	—	4500 bis 8500	—	—	8
Aluminiumdraht . .	—	2300	—	—	2,6
Zink	Spulenkästen . .	—	—	—	7
Blei	Zum Ausbalancieren	—	—	—	11,3
Weißmetall . . .	Größere Lagerschalen	—	—	—	9,5
Holz (je nach Sorte)	—	800	—	—	0,4 bis 1,4

Spezifische Gewichte von weiteren in der Elektrotechnik verwendeten Stoffen sind:

Baumwolle . . .	1,5	Horn	1,8
Asbest	2,4	Marmor	2,7
Asbestpappe . . .	1,2	Neusilber	8,5
Asphalt	1,3	Papier	0,9
Glas	2,5	Paraffin	0,9
Glimmer	3,0	Porzellan	2,4
Gummi . . . ∾	1,5	Schiefer	2,7
Guttapercha . . .	0,97	Zinn	7,2

Schmieröl (Transformatorenöl) . . 0,9.

Bei ruhender Belastung ist die zulässige Beanspruchung k_z pro c^2 auf Zug etwa $^1/_4$ der Bruchbelastung K_z, bei wechselnder Belastung von 0 bis zu einem Maximum etwa $^1/_6$ K_z und bei vollständig wechselnder Belastung ($\pm$ max) etwa $^1/_{12}$ K_z.

Die zulässigen Beanspruchungen auf Druck k und Biegung k_b sind für Schmiedeisen, Flußeisen und Stahl etwa dieselben wie bei Zug, eher etwas größer; auf Schub k_s und Drehung k_d etwa $^3/_4$ bis $^1/_2$ der Zugbeanspruchungen. Bei Gußeisen kann die Druckbeanspruchung 2- bis

[1]) Zum Beispiel 85 Teile Cu, 11 Teile Sn, 3 Teile Zn, 1 Teil Pb.

[2]) Im Bau von Turbodynamos werden zur Herstellung von Wicklungsträgern und Ringen zum Festhalten rotierender Wicklungen besondere zähe Bronzen mit hoher Festigkeit verwendet.

5mal höher sein als die Zugbeanspruchung, die Biegebeanspruchung je nach Querschnitt 1,5- bis 2mal höher; die Schub- und Torsionsspannung pro c^2 ist etwa gleich der Zugbeanspruchung. Für Holz ist die Biegungsfestigkeit etwa $\frac{1}{2}$ k_z, die Beanspruchung auf Druck $= \sim \frac{1}{3}$ k_z.

Bei Drähten ist außer der Bruchfestigkeit und Dehnung auch zu bestimmen, wie sie sich gegenüber Biege- und Verwindungsproben verhalten. Der Draht muß in Klemmbacken von 5 bis 10 mm Radius je nachdem 5 bis 15 Doppelbiegungen (je 2×180^0) aushalten; bei der Verwindungsprobe wird der Draht von einer Länge = 15 c in 15 bis 40 Windungen tordiert. Kupfer zum Wickeln ist gut auszuglühen.

Für besonders leichte Motoren werden neuerdings öfters Aluminium und dessen Legierungen, namentlich Magnalium (100 Al + 15 bis 25 Mg)[1]) vom spezifischen Gewicht $= \sim 2{,}5$ verwendet ($K_z = 2000$ kg/c^2 und 15%)[2]). Auch die Nickelstahl- und Manganstahllegierungen sind wegen ihrer hohen Festigkeit und der Eigenschaft, nicht magnetisch zu sein, für den modernen Dynamobau von Wert, besonders für sehr raschlaufende Typen, wie sie der Dampfturbinenbau fordert. Es gibt Nickelstahl mit

$$K_z = 18000 \text{ und } \varphi = 3{,}4\%, \text{ sowie}$$
$$K_z = 13600 \text{ und } \varphi = 15\%.$$

Außerdem gehören zu diesen Legierungen Siliziumstahl, Aluminiumstahl, sowie Chromstahl und gewisse Bronzen.

Bezüglich der Wandstärken ist zu beachten, daß man aus Herstellungsrücksichten und in Anbetracht der Tatsache, daß Maschinenteile auch den bei der Fabrikation und beim Transport auftretenden, unvermeidlichen Stößen gewachsen sein müssen, für Messing-, Zink- und Kupferguß nicht unter 3 mm, für Gußeisen nicht unter 5 mm gehen sollte. Die Berücksichtigung der auf Grund eingehender Werkstättenerfahrung geschätzten Beanspruchung von Maschinenteilen während der Montage in- und außerhalb der Fabrik und durch Hebe- und Transportmittel kann vor mancher unangenehmen Ueberraschung schützen.

60. Vergleichende Uebersicht der wichtigsten Isolationsmaterialien.

An elektrotechnischen Isolationsmaterialien lassen sich unterscheiden:

1. glasartige (Glas, Schlacken),
2. steinartige (Marmor, Schiefer, Glimmer, Asbest, Porzellan),
3. Knochen (Elfenbein),

[1]) Magnesium.

[2]) $\alpha = \frac{1}{710000}$. Elastizitätsgrenze bei 400 bis 600 kg/c^2.

4. harzige (Lacke, Schellack, Harze),
5. bituminöse (Asphalt, Pech),
6. wachsartige (Wachs, Paraffin, Ozokerit, Talg),
7. elastische (Gummi, Guttapercha, Ebonit),
8. ölige (Oele),
9. zellulare oder faserige (Holz, Papier, Preßspan, Seide u. a.).

Alle Isolationsmaterialien kranken an dem Fehler, daß sie nicht die guten mechanischen Eigenschaften der übrigen metallischen Konstruktionsmaterialien haben. Isolierstoffe sind außer nach dem sehr wichtigen Faktor, dem Preis, nach folgenden Gesichtspunkten zu betrachten:

a) Nach ihrer elektrischen Isolationsfähigkeit, d. h. nach der Höhe der Durchschlagsspannung (eff. Wechselspannung) bei verschiedenen Dicken oder bei einer gegebenen Anzahl Lagen bestimmter Dicke unter Angabe der Temperatur und des Feuchtigkeitsgrades, sowie der Dauer des Versuches.

Die Durchschlagsspannung ist jedoch gerade so wie die Bruchfestigkeit desselben Materials eine ziemlich stark variable Größe und man hat bei der Konstruktion einen gewissen Sicherheitsmodul einzuführen, d. h. nur $\frac{1}{2}$ bis $\frac{1}{10}$ der gemessenen Durchschlagsspannung zuzulassen. Minder wichtig ist der Widerstandskoeffizient pro c Länge und c^2 Querschnitt.

Wesentlich ist es auch, daß die Isolierfestigkeit über das ganze Material gleich gut bleibt und daß keine leitenden Adern vorkommen.

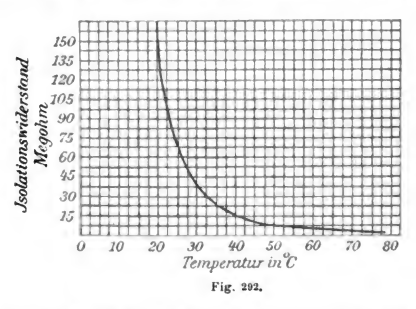


Fig. 292.

b) Nach dem Einfluß, den Temperaturerhöhungen von 50 bis 200° auf sie ausüben. Mit steigender Temperatur fällt der Isolationswiderstand und die Durchschlagsspannung fast aller Materialien sehr rasch (Fig. 292). Für Wicklungen ist allerdings eine mäßig hohe Temperatur

(50 bis 70°) insofern gut, als dadurch die Feuchtigkeit ausgetrieben und ferngehalten wird, was die Isolation bis zu einer gewissen Grenze verbessert (Fig. 293); bei weitergehender Temperatursteigerung fällt aber dann die Isolation wieder stark ab. Bei über 100° verkohlen viele Isolationsstoffe, wie Baumwolle; andere, wie Glimmer, halten viele hundert Grad aus. Außer der Abhängigkeit des Isolationswiderstandes oder der Durchschlagsspannung von der Temperatur ist also die Verkohlungstemperatur, ferner die Entzündungstemperatur des Materials von Wichtigkeit [1]).

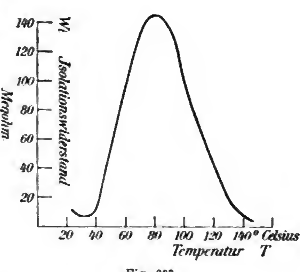
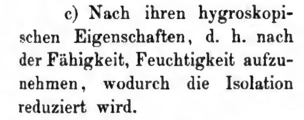


Fig. 293.



c) Nach ihren hygroskopischen Eigenschaften, d. h. nach der Fähigkeit, Feuchtigkeit aufzunehmen, wodurch die Isolation reduziert wird.

d) Nach ihrer mechanischen Festigkeit auf Druck, Zug, Biegung und Torsion, sowie nach ihrer proz. Zusammenpressung und Zähigkeit; Isolationsstoffe sollten sich biegen, drehen, bohren, schleifen, polieren, mit Gewinde versehen, aber auch leicht pressen und formen lassen.

e) Danach, ob sie entzündlich (feuer- und funkensicher) sind, ob sie durch Flüssigkeiten (Wasser, Säuren, Alkalien, atmosphärische Einflüsse) zerstört werden, bezw. ob sie die zu isolierenden Materialien angreifen.

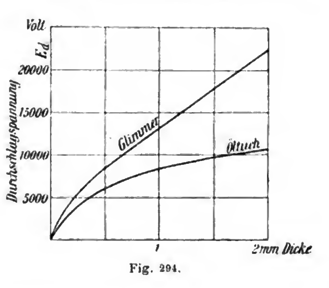


Fig. 294.

Die Durchschlagsspannung pro Millimeter Dicke wird mit steigender Dicke kleiner (Fig. 294), weshalb eine Reihe Lagen stets besser sind als ein einziges Stück gleicher Dicke. Die Oberfläche der einzelnen Isolationselemente, bei Porzellan besonders die Glasur, bildet einen besonders hohen Widerstand. Die Isolationsstoffe sind entweder Naturprodukte (Marmor, Holz) oder Kunstprodukte (Stabilit, Mikanit).

[1]) Es ist jedenfalls eine erstrebenswerte Eigenschaft eines Isolationsmaterials, daß es nicht leicht entzündlich ist, bezw. sich durch eine Flamme nicht entzündet, bezw. nach Entzündung nicht weiterbrennt oder glüht.

Nachstehend gebe ich eine Uebersicht über die wichtigsten Isolationsmaterialien mit ihren charakteristischen Eigenschaften. Dabei bezeichne ich mit E_d die Durchschlagsspannung in Kilovolt bei gewöhnlicher Temperatur, mit d die Dicke des Stoffes in Millimetern, mit w_i den Isolationswiderstand pro c^2 Querschnitt und pro Millimeter Dicke für etwa 20 bis 30° C. in Megohm; mit k die Druckfestigkeit in kg/mm² bei ca. 20° C., k' bei 100° C.; mit φ die prozentuelle Zusammenpressung bei Bruch und 20°, φ' bei 100°; mit e die Wasseraufnahme in Gewichtsprozenten, wenn der Körper bei 20° zwei Stunden in Wasser liegt, e' bei 100° C.; 1% sollen dabei von dem Körper in Lösung gehen (bei 100° C.). Die Angaben sind natürlich als rohe Mittelwerte aufzufassen, da die Materialien von Fall zu Fall sich stark variabel verhalten.

1. Glimmer, bezüglich elektrischer Isolationsfähigkeit am besten,

E_d[1]	= 8	20	42	60 (bis 120) Kilovolt
d	= 0,05	0,2	0,6	1 mm.

Geklebter Glimmer (Mikanit) gibt Werte für $E_d = \frac{1}{2}$ bis $\frac{1}{3}$ obiger Angaben. Für Glimmer ist $w_i = 8 . 10^6$ Megohm. Verwendet in Scheiben von 0,02 bis 3 mm Dicke. Sehr wärme-, feuer- und hitzebeständig (nicht entzündlich). Nicht hygroskopisch. Mechanisch sehr schlecht, spröde. Mikanit, ein Kunstprodukt, ist etwas flexibler als Glimmer, ebenso Megohmit[2].

Mit Papier oder Leinwand durch Lack oder Guttapercha verklebt: Glimmerpapier, Glimmerleinwand, häufig auch unter dem Kunstproduktnamen „Mikanitleinen" oder Mikanitpapier.

Für Glimmerleinen (Mikanittuch) ist

E_d	= 6	8 bis 12 Kilovolt, $w_i = 80$ bis $100 . 10^6$ Megohm,
d	= 0,5	1 mm,

verarbeitet in Dicken von 0,2 bis 0,5 mm, meist wesentlich flexibler als reiner Glimmer; dasselbe gilt für Mikanitpapier in Dicken von 0,1 bis 3 mm und $E_d = 12$ bis 40 Kilovolt pro d = 1 mm, $w_i = 80$ bis $250 . 10^6$ Megohm. Der Wert von w_i sinkt bei 50° C. auf 0,5 bis 0,7 genannter Werte, bei 70° auf das 0,5- bis 0,1fache und bei 100° auf das 0,01- bis 0,1fache.

Durch Pressen und Kleben läßt sich eine steinharte widerstandsfähige Glimmermasse erzielen[3].

[1]) E_d ist verschieden, je nachdem man zwischen Nadeln oder Scheiben prüft (im letzten Fall 10 bis 30% >).

[2]) Von Meirowsky, Köln.

[3]) Andrews (El. World 1903 Nr. 16) fand, daß Glimmer mit Oel getränkt nur noch etwa die halbe Durchschlagsspannung aushält wie ohne Oel.

2. Leinwand, Baumwolle, Segeltuch, Batist, Musselin, Seide als Garn (Umspinnung), Bänder von 0,02 bis 0,7 mm Dicke und 5 bis 50 mm Breite, sowie am Stück; in der Regel getränkt mit Lack (Schellack etc., s. Lacke), Oel (Leinöl), Paraffin oder Asphalt.

Stoff	E_d Kilovolt	d	w_i Megohm
Baumwolle	11	1	2500
Baumwolle schellackiert	14	1	6400
„ in Paraffin getränkt	16	1	$30 \cdot 10^9$
Oelleinen 1 Lage	3 bis 5	0,15	1500
„ 2 Lagen	6 bis 8	0,30	—
„ 3 „	9 bis 12	0,46	—
Baumwolltuch 1 Lage	3	0,25	2100
„ 2 Lagen	6	0,51	—
„ 3 „	10	0,76	—
Seide	19	1	12000
Seide schellackiert	21	1	18000

Die Zahl der Lackanstriche erhöht die Werte von E_d z. B. in folgender Weise:

6 Anstriche	$E_d = 22$	28	40 Kilovolt
3 „	$E_d = 14$	22	29 „

Die Art des Garns und des Gewebes ist für die richtige Aufnahmefähigkeit von Lack und Oel sehr wichtig. Oelleinen und Oeltuch ist ebenso wie bezüglich elektrischer Isolierfähigkeit auch in seinen Eigenschaften gegen Wärme, Hitze und Feuer als mittelmäßig, ja in gewisser Hinsicht als schlecht zu bezeichnen. Das gleiche gilt in mechanischer und hygroskopischer Hinsicht. Namentlich spitze Stifte und scharfe Kanten durchstechen diese Materialien sehr leicht; sie sind jedoch äußerst flexibel und bequem zum Umwickeln und Umspinnen, so daß sie ausgedehnt angewendet werden. Andauernde Erwärmung von Oelleinen und Oeltuch auf 100 bis 150° reduziert die Durchschlagsspannung (kalt) um 10 bis 20%. Man muß verlangen, daß Oelleinen und Oeltuch sowohl kalt als nach andauernder Erwärmung noch biegsam bleibt, also nicht brüchig wird. Der Isolationswiderstand sinkt bei 50° auf etwa das 0,4fache, bei 70° auf das 0,1fache und bei 100° auf das 0,04fache des Wertes bei 30°.

3. Papiersorten aller Art in Dicken von 0,05 bis 1 mm (Japanpapier, Manilapapier), ferner Pappe, Preßspan, Papiermaché, Leatheroid in Dicken von 0,1 bis 7 mm, letzteres zum Teil recht biegsam. Auch als Papierband zum Umwickeln. Häufig geölt, paraf-

finiert oder mit Lack gestrichen oder getränkt[1]). Für Papier ist
$E_d = 7$ bis 9, $d = 1$, $w_i = 500$ bis 1300.
Geöltes Papier . $E_d = 5$ für $d = 0,1$.
$E_d = 24$ „ $d = 1$, $w_i = 3 . 10^5$.
Für geöltes Rotpapier ist:

Lagen	d	E_d	w_i
1	0,25	3	245
2	0,51	8	—
3	0,76	12	—

Leatheroid . . . $E_d = 3$, $d = 0,4$, $w_i = 68$.
Preßspan[2]) . . . $E_d = 1$, $d = 0,25$, $w_i = 622$;
$E_d = 4,8$, $d = 0,8$.
$E_d = 15$, $d = 1,1$.
$e = 10$ bis 80 %. Spezifisches Gewicht = 1,25.
Geöltes Pergament $E_d = 4$, $d = 0,3$, $w_i = 1300$.
Paraffinpapier . . $E_d = 36$, $d = 1$, $w_i = 3 . 10^9$.

Bei 50° sinkt w_i von Papier auf $^1/_4$, bei 70° auf $^1/_{10}$ und bei 100° auf $^1/_{30}$ des Wertes bei 30° C. Bezüglich mechanischer Festigkeit, Wärme- und Feuerbeständigkeit u. s. w. gilt das bei Leinen und Tuch Gesagte. Für Leatheroid ist $k = 2$, $k' = 2$, $\varphi = 20\,\% = \varphi'$, $e = 24\,\%$, die Zugfestigkeit = 3,5 kg/mm². Besonders hohe Isolation zeigt mikanisierter Preßspan. Papier, Preßspan, ebenso wie Leinen etc. wird in Bogen von 0,5 bis 1 qm hergestellt (z. B. 700 × 1000 mm) oder in Bändern von etwa 8 bis 10 m Länge.

4. Holz, in Dicken von 2 bis 100 mm verwendet, $E_d = 0,4$ bis 2,5 für $d = 1$, $w_i = 15$ bis 150 je nach Sorte. Leicht zu bearbeiten, aber feuergefährlich, wirft sich. E_d hängt sehr von dem Feuchtigkeitszustand ab, E_d ist feucht nur $^1/_3$ des Wertes trocken. $e = 20$ bis 30 %. Holz ist in Paraffin oder Asphalt oder Harz längere Zeit zu kochen; in dieser Form ist es jedoch für viele Hochspannungsapparate, Kontroller etc. geradezu unersetzlich.

5. Hartgummi, die elektrische Isolationsfähigkeit ist vorzüglich, verwendet in Dicken von 1 bis 70 mm, $E_d = 40$ für $d = 1$, $w_i = 150000$ (gilt nur für reines Material). E_d kann auf $^1/_5$ sinken; wird bei 80° C. ganz weich, ist also bezüglich Wärme- und Feuerbeständigkeit sehr schlecht. Mechanisch annehmbar, in hygroskopischer Hinsicht eben-

[1]) Isolackierter Preßspan, isolackiertes Papier von Weidmann, Rapperswyl.
[2]) Es gibt auch Sorten mit 2- bis 3mal höherem E_d.

falls. $k = 9$ bis 25, $k' = 10$ bis 20, $\varphi = 12$ bis 24 %, $\varphi' = 3$ bis 21 %, $e = 1$ bis 6 %.

6. Gewöhnlicher Gummi [1]) (vulkanisiert oder unvulkanisiert), isoliert gut und ist flexibel, erträgt aber nicht mehr als 65° C.; in Dicken von 0,3 bis 10 mm. $E_d = 16$, $d = 1$, $w_i = 7760 \cdot 10^6$. $k = 1$ bis 3, $k' = 10$ bis 20, $\varphi = 20$ %, $\varphi' = 5$ %, $e = 5$ %. Paragummiband hält 15000 Volt aus in 3 Lagen zu 0,76 mm Dicke oder in 9 Lagen zu 0,23 mm Dicke, oder 10000 Volt in 2 Lagen à 0,76 mm oder 5 Lagen à 0,23 mm.

7. Asbest, elektrisch gut, vorzüglich wärme- und feuerbeständig, sehr hygroskopisch und mechanisch mittelmäßig. $E_d = 5$, $d = 1$, $w_i = 1800$, in Dicken von 0,1 bis 1 mm. Geölt und mit Musselin durchsetzt besser bis $E_d = 15$ für $d = 1$ und $w_i = 200000$. Asbestpappe trocken $E_d = 3$, $d = 0{,}25$; geölt $E_d = 1$, $d = 0{,}25$.

8. Kunstprodukte wie

Fiber (schwarz, weiß, grau, rot, vulkanisiert) in Dicken von 0,5 bis 20 mm, $E_d = 8$, $d = 1$, $w_i = 120000$, $k = 7$, $k' = 3$, $\varphi = 5$ bis 20, $\varphi' = 1$ bis 20, $e = 22$, $e' = 15$, $l = 2{,}5$ bis 3; wirft sich leicht, ist überhaupt mechanisch und hygroskopisch nicht einwandfrei; ziemlich wärmebeständig.

Vulkanasbest, Vulkoasbest [2]) (Asbest, Gummi), hält 300° ohne Veränderung aus, nicht stark hygroskopisch, in Dicken von 1 bis 3 mm, leicht zu verarbeiten, $E_d = 3$, $d = 1$, $w_i = 3800$. $k = 6$ bis 26, $k' = 4$ bis 22, $\varphi = 1$ bis 17, $\varphi' = 2$ bis 22 %, $e = 4$ bis 26 %, $e' = 0{,}5$ bis 2, $l = 0{,}05$ bis 1,2.

Pyrostat (vulkanisierter Asbest) für hohe Temperaturen.

Vitrit (gepreßter Asbest), feuerbeständig.

Stabilit [3]) $E_d = 8$, $d = 1$, $k = 11$, $k' = 11$, $\varphi = 10$, $\varphi' = 12$, $e = 7$, $e' = 3$, $l = 0{,}4$.

Celluloid $E_d = 2$, $d = 1$. $w_i = 8 \cdot 10^4$ Megohm.

Ambroin $E_d = 7$, $d = 1$, $k = 10$, $k' = 2$, $\varphi = 10$, $\varphi' = 20$, $e = 3$, $e' = 3{,}5$, $l = 0{,}2$.

Eisengummi $E_d = 40$, $d = 1$, $k = 15$ [4]), $k' = 20$, $\varphi = 20$, $\varphi' = 10$, $e = 14$, $e' = 0$, $l = 0$.

Eborin $E_d = 40$, $d = 1$, $k = 20$, $k' = 25$, $\varphi = 5$, $\varphi' = 20$, $e = 8$, $e' = 26$, $l = 1{,}1$.

Megotalg, Lackit.

Isolit, Adit etc.

---

[1]) Weichgummi.

[2]) Dieses gute Material (Amiante durci) liefert z. B. Weidmann, Rapperswyl, ebenso das Material Pyrostat und Vitrit.

[3]) Allgemeine Elektr.-Ges.

[4]) Manchmal beträchtlich weniger.

9) Horn $E_d = 40$, $d = 1$, $k = 15$, $k' = 20$, $\varphi = 10$, $\varphi' = 5$, $e = 20$, $e' = 12$, $l = 3{,}5$.

Ein gutes Kunstprodukt heißt Kornit[1]): spezifisches Gewicht $= 1{,}6$; nicht hygroskopisch; hitzebeständig bis 250°, auch gegen Oele von 70 bis 80°; hohe mechanische Festigkeit; feuersicher, $E_d = 25$, $d = 4$.

10. Schiefer, in mechanischer und wärmebeständiger Hinsicht annehmbar, sehr hygroskopisch, öfters von Metalladern durchsetzt, höchstens für geringe Spannungen bis etwa 1000 Volt verläßlich. $E_d = 9$, $d = 18$.

Marmor etwas besser als Schiefer, aber im großen und ganzen dieselben Eigenschaften; bis 3000 Volt verläßlich. Marmor und Schiefer koche man in Paraffin. $E_d = 13$ bis 25, $d = 18$. Häufig empfiehlt es sich, Apparate erst unter Zwischenlegung einer kleinen Marmorplatte auf einer Marmortafel zu montieren.

Glas (Opalin), dann Porzellan sind wesentlich besser, aber alle sind brüchig. Glas: $E_d = 5$ bis 20, $d = 1$, $w_i = 8 \cdot 10^5$ Megohm.

11. Lacke, Asphalt, Harze und Oele zum Tränken von Isolationsmaterialien und Spulen sowie zum Ausgießen: Japanlack[2]), Sterling varnish, Armalack, Kompoundmassen[3]). Sie müssen hohe Hitze

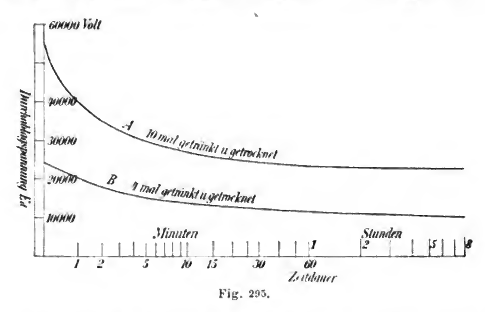


Fig. 295.

ertragen und dürfen von Oel nicht angegriffen werden. Der Anstrich wird im Trockenofen bei 60 bis 90° getrocknet; gut ist es aber, wenn Lacke auch „lufttrocken" sind. Durch Anstriche mit verschiedenartigen Lacken will man nicht nur eine allseitige Isolation, sondern einen gewissen mechanischen Schutz und eine glasartige, staubsichere Oberfläche der Wicklungen erzielen. Für Guttapercha ist $E_d = 20$ bei $d = 0{,}3$ mm;

[1]) Von Weidmann, Rapperswyl.

[2]) Asphalt + Leinöl + Terpentin + Benzin.

[3]) Aus Asphalt, Harzen, Kopal, Naphta, Benzin und Terpentin.

für die Isolationsdicke δ mm von Kabeln gilt (c = 210, E_d in Kilovolt) $E_d = c\sqrt[3]{\delta^2}$.

Für Isolieröl ist . E_d = 12 | 21 | 37
d = 1 | 2 | 5

Für Paraffin . . E_d = 20 für d = 0,5 mm.

Bei Oelen ist auf chemische Reinheit, namentlich auf Wasser- und Säurefreiheit zu achten.

In jedem Falle nimmt die Widerstandsfähigkeit gegen Hochspannung mit der Zeitdauer, während welcher die Spannung wirkt, ab; siehe z. B. Fig. 295, welche für eine Daueruntersuchung von getränktem Leinen gilt. Sie gibt die Zeit an, welche der Versuchskörper die jeweils eingezeichnete Spannung aushält. Je höher die Spannung ist, welche auf Isolationsmaterialien einwirkt, und je schlechter ihre Isolation ist, desto mehr Energie absorbieren sie (leakage) und desto wärmer werden sie durch diese Isolationsströme. Steinmetz gibt für die Durchschlagsspannung E_d in Kilovolt effektiv und die Schlagweite d in Millimetern für Luft folgende empirische Beziehung bei Entladung durch nadelförmige Elektroden:

$$0{,}01\,d = c\,[\varepsilon^{-\eta E_d} - 1] + a E_d + b E_d^2,$$

$\varepsilon = 2{,}71\ldots;\ \eta = 1{,}36;\ a = 54;\ b = 1{,}2;\ c = 36.$

In einer Tabelle ist für Luft

E_d = 3	5	20	40	100 Kilovolt
d = 3	5,7	25,4	62	244 in mm

Die Durchschlagsspannung in Luft hängt natürlich sehr von der Form der Elektroden (eben, spitzig oder kugelig) und der Luftbeschaffenheit ab, z. B.

d mm	E_d für Platten Kilovolt	E_d für kleine Kugeln Kilovolt
1	4,3	5,0
2	7,5	8,6
5	19,1	15,1
10	28,8	19,5

XIV. Anker.

61. Welle und Lager.

Der maximale Wellendurchmesser berechnet sich einerseits aus der zulässigen Beanspruchung auf Biegung und Torsion, anderseits aus der zulässig erachteten Durchbiegung f. Die zwei allgemeinsten Fälle der Belastung einer Dynamowelle gehen aus Fig. 296 und 299 hervor. Auf die Berechnung von Wellen mit drei und mehr Lagern soll hier nicht ein-

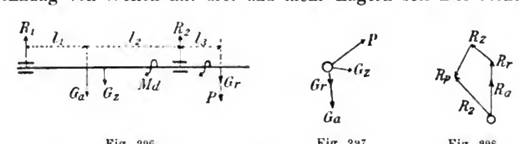


Fig. 296. Fig. 297. Fig. 298.

gegangen werden; sie sollen wie zwei getrennte zweilagerige Wellen berechnet werden, oder man verteilt die Drücke schätzungsweise auf die Lager, wobei jedenfalls nicht zu knapp zu rechnen ist und eine ungünstige Verschiebung der Verteilung, die durch kleine Unsymmetrien entstehen kann, zu berücksichtigen ist. Der Fall Fig. 299, bei der die

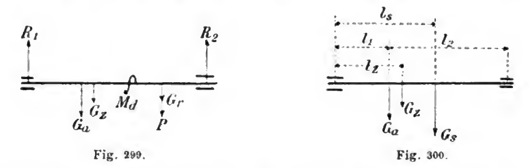


Fig. 299. Fig. 300.

Riemenscheibe innerhalb der zwei Lager liegt, kommt sehr selten vor, obwohl er einige Beachtung verdient. Die einzelnen Kräfte sind je in einem Punkt konzentriert gedacht, obwohl sie tatsächlich auf eine größere Nabenlänge verteilt wirken. Tatsächlich sind also die Beanspruchungen und Durchbiegungen kleiner als berechnet. G_a ist das Anker-, Kommutator- und Wellengewicht, auf den gemeinsamen Angriffspunkt re-

duziert, G_z der einseitige magnetische Zug, P der Riemenzug, G_r das Gewicht der Riemen- oder Seilscheibe. Bei direkt gekuppelten Maschinen fällt P und G_r ganz weg, dafür ist aber häufig das Gewicht eines Schwungrads G_s zu berücksichtigen, das man ebenso wie G_z mit dem Wert G_s' auf den Angriffspunkt von G_a reduziert (Fig. 300): $G_s' \cdot l_1 = G_s \cdot l_s + G_z \, l_z$.

Das Gewicht G_a berechnet man aus den angenommenen Dimensionen, näherungsweise ist nach Fischer-Hinnen

$$G_a = c \left(\frac{KW}{u}\right)^{2/3} \quad \ldots \ldots \ldots \quad 235)$$

c = 1500 (bis 3000). Am Schluß dieses Bandes findet man eine Zusammenstellung von Werten für G_a. Der magnetische Zug zwischen zwei Flächen F ist bei einer Induktion B im Zwischenraum

$$\frac{B^2}{8\pi} F \text{ in C. G. S. oder } \left(\frac{B}{5000}\right)^2 F \text{ kg,}$$

falls F in c^2 eingesetzt wird. Ist der Luftspalt bezw. allgemeiner sind die magnetischen Verhältnisse um den ganzen Ankerumfang gleichartig, so sind die radialen magnetischen Zugkräfte zwischen Anker und Feld rings um den Anker gleich, ihre Wirkung auf die Welle ist Null. Sobald der Luftspalt δ am Umfang variiert, treten einseitige magnetische Kräfte auf. Die genaue Ermittlung von G_z geschieht in folgender Weise: Der maximale

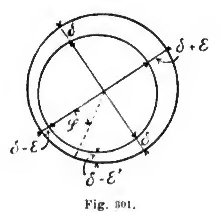


Fig. 301.

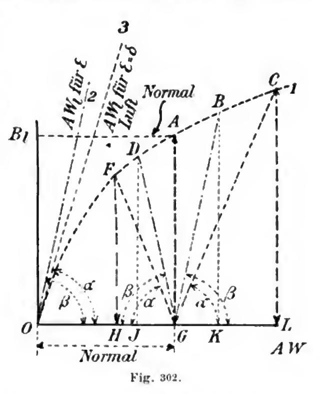


Fig. 302.

einseitige Luftspalt sei (Fig. 301) $\delta + \varepsilon$, der minimale $\delta - \varepsilon$, die Exzentrizität also ε. Zeichne (Kurve 1, Fig. 302) den Zusammenhang zwischen Polrandinduktion B_l und erregenden AW für den nicht exzentrisch gedachten Luftspalt δ[1]). Die Gerade 2 gibt die Luft AW_l für

[1]) Fig. 302 entspricht der Leerlaufcharakteristik, in welcher der Flux K_a durch $B_l = K_a$: Luftquerschnitt ersetzt ist.

einen Luftspalt $= \varepsilon$ und Gerade 3 diejenigen für den normalen Luftspalt δ (Tangente an 1). Der Punkt A auf 1 entspreche der normalen Spannung. Ziehe G B parallel O 2 und G D symmetrisch dazu, dann ist $BK = B_1$ die Luftinduktion an der Stelle $\delta - \varepsilon$ (Fig. 301) und $DJ = B_2$ die minimale Luftinduktion an der Stelle $\delta + \varepsilon$. Für eine zweite Stelle $\delta \pm \varepsilon'$ verfährt man ebenso und zeichnet dann über dem Ankerumfang diese Werte auf (Fig. 303, worin $B_m = AG$). Nun bildet man allgemein [1] $\sum_0^{2\pi} B_x^2 \cos\varphi \cdot \frac{d\varphi}{2\pi} = B_y^2$, d. h. man sucht den Mittelwert von $B_x^2 \cos\varphi$ mit Berücksichtigung des Vorzeichens, das in einer Ankerhälfte positiv, in der anderen negativ ist. Man erhält dann in kg

$$G_z = \left(\frac{B_y}{5000}\right)^2 F_p \cdot 2p, \quad \ldots \ldots \quad 236)$$

sofern F_p der Polrandquerschnitt pro Pol und $2p$ die Polzahl ist. ε ist in den meisten Fällen nicht bekannt; es hängt im wesentlichen von der Montage ab, die ja auch gestattet, die Wellen- und Gehäusedurchbiegung zu kompensieren. Bei Antrieb durch Kurbelmaschinen variiert ε periodisch (Schlag), weshalb für solche Fälle ein reichlicher Luftspalt besonders angezeigt ist. Da die Wirkung einer Exzentrizität ε eine potenzierte ist, insofern ε die magnetischen Züge vergrößert und damit wieder die Exzentrizität selbst, so kann es angezeigt erscheinen, zur Sicherheit mit $\varepsilon = \delta$ zu rechnen, was einem Aufsitzen des Ankers entspricht; siehe die Linien 3, GF, GC in Fig. 302. Näherungsweise läßt sich G_z stets aus $B_1 = BK$ und $B_2 = DJ$ (Fig. 302) aus bekanntem ε oder im extremen Fall ($\delta = \varepsilon$) aus $B_1 = CL$ und $B_2 = FH$ ermitteln aus der Beziehung

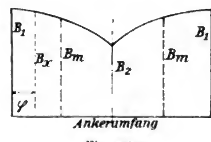


Fig. 303.

$$G_z = 0{,}5 \left[\left(\frac{B_1}{5000}\right)^2 - \left(\frac{B_2}{5000}\right)^2\right] p F_p \quad \ldots \quad 237)$$

Bei Vernachlässigung der magnetischen Widerstände des Eisens, was für B_1 sehr von der Wahrheit abweichende Werte gibt [2], ist ($B_m = AG$)

$$B_1 = B_m \frac{\delta + \varepsilon}{\delta} \text{ und } B_2 = B_m \frac{\delta - \varepsilon}{\delta}$$

oder für $\delta = \varepsilon$

$$B_1 = 2B_m \text{ und } B_2 = 0, \text{ also}$$

$$G_z = \frac{2\varepsilon}{\delta}\left(\frac{B_m}{5000}\right)^2 p F_p \quad \ldots \ldots \quad 238)$$

[1] φ siehe Fig. 301 und B_x Fig. 303.

[2] Siehe Zusätze.

für $\delta = \varepsilon$

$$G_z = 2\left(\frac{B_m}{5000}\right)^2 p F_p \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 239)$$

Schließlich setze man für kleine Maschinen $B_m = 3000$,
für mittlere . . . . $= 5000$,
für große . . . . . . $= 9000$,

dann erhält man

$$G_z = c\, p\, F_p \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 240)$$

mit $c = 0{,}7$ für kleine, $c = 2$ für mittlere und maximal $c = 6{,}5$ bis 8 bei großen Typen, wobei aber sehr reichlich gerechnet ist. In der Regel montiert man die Maschinen so, daß δ oben etwas kleiner ist, was einen magnetischen Zug nach oben gibt und die Lager etwas entlastet. Bei Riemenmaschinen kann man ebenfalls in Richtung des Riemenzugs auf einer Seite den Luftspalt kleiner halten und damit den Riemenzug etwas kompensieren. Bei Schleifenwicklung ist diese Verschiedenheit des Luftspaltes nicht ratsam.

Bei Schleifenwicklung ist zu beachten, daß die bei variablem Luftspalt auftretende Aenderung der Luftinduktion durch die Ankerrückwirkung, die an Stellen mit kleinem Luftspalt am größten ist, wesentlich gemildert wird, d. h. die magnetischen Zugkräfte werden ebenfalls reduziert. Aehnlich verhalten sich Wellenwicklungen mit Ausgleichern.

Arnold findet für G_z den Wert

$$G_z = \frac{10^{-6}}{25}\, p\, K_a\, B_m\, \frac{\varepsilon}{\delta} \text{ in kg}$$

oder auch (v in m/sek. und $\varepsilon = c\,.\,\delta$)

$$G_z = 40\,\frac{KW\,.\,B_m\,.\,c}{AS\,.\,v} \text{ in kg.}$$

(K_a = Flux pro Pol, KW = Kilowatt, AS = Ampèrestäbe pro cm Umfang.)

Der Riemenzug P ist beiläufig gleich dem Dreifachen der übertragenen Umfangskraft:

$$P = 3\,\frac{KW\,.\,1000}{9{,}81\,.\,\eta\,.\,v} = \sim 350\,\frac{KW}{v} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 241)$$

(η = Wirkungsgrad, v = Umfangsgeschwindigkeit der Scheibe in m). Bei großem v kann P wohl kleiner ausfallen, man rechne aber doch zur Sicherheit mit diesem Wert. Das Riemenscheibengewicht G_r ist Tabellen zu entnehmen oder aus den Maßen zu berechnen[1]).

Das Drehmoment M_d ergibt sich aus der Beziehung

$$M_d\left(\frac{\pi\, u}{30}\right) = \frac{KW}{\eta\,.\,9{,}81}\,1000 \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 242)$$

(u = Umdrehungszahl pro Minute, M_d in m kg).

[1]) Siehe später unter Riemscheiben.

Aus einfachen Momentengleichungen findet man nun die eventuell verschieden gerichteten Komponenten R_a, R_r, R_z, R_p (Fig. 298) der Auflagedrücke R_1 und R_2 (Fig. 296 und 299); diese Komponenten setzt man nach dem Kräftepolygon zu den resultierenden Drücken R_1 und R_2 zusammen (Fig. 298). Um sicher zu gehen, wählt man G_z nach unten in Richtung von G_a und P horizontal. Die zwei Biegungsmomente[1]), die als Maximalwerte hauptsächlich in Frage kommen, sind nach Fig. 296

$$M_{b_1} = R_1 \, . \, l_1$$

und

$$M_{b_2} = \sqrt{P^2 + G_r^2} \times l_3.$$

Für die Beanspruchung der Welle, deren Querschnitt ein voller Kreis vom Durchmesser d sei, ist das kombinierte Moment M maßgebend:

$$M = 0{,}35\, M_b + 0{,}65 \sqrt{M_b^2 + (\alpha_0 M_d)^2} \quad . \quad . \quad . \quad 243)$$

$$\alpha_0 = \frac{k_b}{1{,}3\, k_d} = \sim 1$$

(k_b zulässige Biegungsspannung pro c^2 und k_d die zulässige Torsionsspannung, M_d Drehmoment in kg cm)

$$k_b = \frac{M}{W}$$

($W = \frac{\pi d^3}{32}$ = Widerstandsmoment) oder der größte Wellendurchmesser d muß sein

$$d = 10 \sqrt[3]{\frac{10\, M}{k_b}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 244)$$

Es ist je nach der Güte des Wellenmaterials $k_b = 300$ bis 900 kg/c^2 und $k_d = 200$ bis 600 kg/c^2.

Die Rechnung ist zweimal durchzuführen, einmal für M_{b_1} und einmal für M_{b_2}.

Hohle Wellen werden im Dynamobau zweckmäßig bei großen Leistungen verwendet. Dafür ist

$$W = \frac{\pi}{32\, d_a}\left(d_a^4 - d_i^4\right) = \sim 0{,}8\, d_m^2 \, . \, s = M/k_b \quad . \quad 245)$$

(d_a = Außen-, d_i = Innendurchmesser, d_m = mittlerer Durchmesser der Welle, s = Stärke der Wellenwand).

---

[1]) Da die Nabe auf ihrer Länge die Welle kräftig versteift, wäre man berechtigt, die Momentengleichung für M_b, nicht für den Querschnitt Mitte Nabe, bezw. für den entsprechend der konzentrierten Ankerbelastung, sondern für denjenigen am Ende der Nabe anzuschreiben, was zu kleineren Abmessungen führen würde.

Außer einer zuverlässigen Materialkontrolle gestatten hohle Wellen eine wesentliche Materialersparnis. Falls d für gleiche Biegungsfestigkeit der massive Durchmesser ist, gilt

$$\frac{d_a}{d} = \frac{1}{\sqrt[3]{1-\left(\frac{s}{d_a}\right)^4}}$$ und für die Querschnitte $\frac{\text{hohl}}{\text{massiv}} =$

$$\left(\frac{d_a}{d}\right)^2\left[1-\left(\frac{s}{d_a}\right)^2\right] = \frac{f_h}{f_m}.$$

Für

$$\frac{s}{d_a} = 0{,}3 \quad 0{,}6 \quad 0{,}9$$

ist

$$\frac{d_a}{d} = 1{,}003 \quad 1{,}047 \quad 1{,}428,$$

$$\frac{f_h}{f_m} = 0{,}915 \quad 0{,}702 \quad 0{,}388.$$

Ueblich ist

$$\frac{s}{d_a} = 0{,}5 \text{ bis } 0{,}75.$$

In der Regel ist wichtiger als die Beanspruchung k_b die Ermittlung der Durchbiegung f. Ist $l_1 + l_2 = l$ (Fig. 296), so ist die Durchbiegung zwischen den zwei Lagern im Angriffspunkt von G, der Resultierenden aus G_a, G_z und G_s, sofern man eine Welle von konstanter Dicke d und in einem Punkte konzentrierte Lasten voraussetzt:

$$f = \alpha \frac{G}{\Theta} \frac{l_1^2 l_2^2}{3\,l} \text{ in cm} \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 246)$$

(α = Dehnungskoeffizient, siehe Tabelle[1]), Θ = Trägheitsmoment des Wellenquerschnittes). Die maximale Durchbiegung f_{max} ist für die praktischen Fälle nur wenig größer; für $l_1 = l_2$, was annähernd der Fall zu sein pflegt, ist $f = f_{max} = \alpha \frac{G}{\Theta} \frac{l^3}{48}$. Da $\Theta = \frac{\pi d^4}{64}$, so wird der erforderliche Durchmesser

$$d = 1{,}62 \sqrt[4]{\frac{\alpha}{f} G \cdot \frac{l_1^2 \cdot l_2^2}{l}}\Bigg|_{l_1 = l_2 = \frac{l}{2}} = 0{,}81 \sqrt[4]{\frac{\alpha}{f} G \cdot l^3} \quad . \quad 247)$$

Setzt man statt einer zylindrischen Welle eine solche voraus, deren Längsschnitt eine kubische Parabel ist, was der Wirklichkeit mehr entspricht, so wird

$$d = 1{,}87 \sqrt[4]{\frac{\alpha}{f} G \frac{l_1^2 \cdot l_2^2}{l}}\Bigg|_{l_1 = l_2} = 0{,}94 \sqrt[4]{\frac{\alpha}{f} G\, l^3} \quad . \; . \quad 248)$$

[1]) S. 289.

Der Durchmesser ist in beiden Fällen für eine gegebene zulässige Durchbiegung f etwas zu groß gewählt, da die Kräfte nicht konzentriert, sondern über die Nabe verteilt wirken. Wären die Kräfte ganz gleichmäßig über die Welle verteilt, so wäre nur ein Durchmesser $d' = 0{,}89\, d$ erforderlich. Zweckmäßig läßt man diese Korrektion außer acht [1]).

Die zulässige Durchbiegung f wählt man zweckmäßig als Funktion des bekannten Luftspaltes δ, und zwar je nachdem 2 bis 10% desselben, 3% ist empfehlenswert.

Man kann auch vorschreiben, daß der Ausdruck $\frac{f}{l_1 + l_2}$ bezw. der Neigungswinkel β der elastischen Linie an den Auflagepunkten einen gewissen Grenzwert nicht überschreitet, z. B.

$$\frac{f}{l_1 + l_2} = \frac{1}{3} \operatorname{tg} \beta \leq \frac{1}{1500}, \text{ was } d\Big|_{l_1 = l_2} = \sqrt[4]{\frac{8000}{\pi} \alpha\, G\, l^2}$$

$$= \backsim 1{,}9 \sqrt[4]{G\, l^2} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 249)$$

gibt.

Die Durchbiegung f' des äußeren Wellenstumpfes [2]) ist $(l_1 + l_2 = l)$

$$f' = \frac{64}{3\pi} \frac{\sqrt{P^2 + G_r^2}}{d^4} \alpha\, l_3^3\, (l_1 + l_2 + l_3). \quad . \quad . \quad . \quad 250)$$

Die Belastung $\sqrt{P^2 + G_r^2}$ erzeugt überdies innerhalb der Lager eine Durchbiegung, welche f in Gl. 246) entgegenwirkt, nämlich

$$f'' = -\, 0{,}064 \, . \, \frac{\alpha}{\Theta} \sqrt{P^2 + G_r^2}\; l_3\, (l_1 + l_2).$$

Für Ueberschlagsrechnungen läßt sich der größte Wellendurchmesser erfahrungsgemäß ermitteln aus

$$d = c \sqrt[3]{\frac{PS}{u}} = c' \sqrt[3]{\frac{KW}{u}}. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 251)$$

Die Beziehung folgt aus Gl. 244); $c = 12$ bis 20, $c' = 15$ bis 23 [3]).

Die Durchbiegung f_0 einer hohlen Welle ist kleiner als die einer massiven (f) bei gleicher kombinierter Festigkeit, nämlich

$$f_0 = f \left(\frac{d}{d_a}\right)^4 \frac{1}{1 - \left(\frac{s}{d_a}\right)^4} = f\, \frac{d}{d_a}. \quad . \quad . \quad . \quad 252)$$

[1]) Bei stark variablem Θ kann man sich die elastische Linie als Seilkurve konstruieren (siehe Hütte I oder Dinglers Journal 1901 Heft 22).

[2]) Siehe Fig. 296.

[3]) Für lange Wellen ist $d = C \sqrt[4]{\frac{PS}{u}}$. $C = \backsim 120$.

Da von einem erschütterungsfreien Gang bei einer Dynamo viel abhängt (Funkenbildung, Ausgleichströme etc.), so halte man jedenfalls die Welle nicht zu schwach.

Von Interesse ist in gewissen Fällen neben der Durchbiegung auch der Verdrehungswinkel ϑ der Welle (ϑ = Verdrehungsbogen am Radius 1 c):

$$\vartheta = 720000\,\beta\,\frac{P\,S}{u}\,\frac{l}{d^4}. \qquad 253)$$

l^c ist die Wellenlänge, an deren Ende ϑ auftritt, d. h. die Wellenlänge, auf die das Torsionsmoment fortgeleitet wird. Bei hohlen Wellen ist der Durchmesser d^4 zu ersetzen durch $d_a{}^4 - d_i{}^4$.

Die Berechnung von Wellen für sehr hohe Tourenzahlen (Dampfturbinen) ist eine Aufgabe für sich. Es gibt nämlich eine kritische Winkelgeschwindigkeit ω_k, bei welcher die Welle vermöge der Fliehkraft bei der geringsten Exzentrizität eine Durchbiegung $f = \infty$ ergibt. Es ist für eine gleichmäßig belastete Welle mit unveränderlichem Durchmesser [1])

$$\omega_k = 3{,}49\sqrt{\frac{\Theta}{\alpha\,m\,l^3}}. \qquad 254)$$

Θ ist das Trägheitsmoment der Welle, 2 l der Lagerabstand, m die Gesamtmasse der Welle und ihrer Belastung und α der Dehnungskoeffizient. Wird die Wellengeschwindigkeit $\omega \gtrless \omega_k$, so verliert sich diese Tendenz zur starken Durchbiegung mehr und mehr. Die einseitige Fliehkraft ist allgemein

$$P_c = \frac{M\,\varepsilon\,\omega^2}{\dfrac{\omega^2}{\omega_k{}^2} - 1}, \qquad 255)$$

wenn ε die vorhandene Exzentrizität der Welle aus dem Schwerpunkt ist. P_c ist umso kleiner, je mehr ω von ω_k verschieden ist. Bei der Konstruktion hat man nun anzustreben:

1. ω muß möglichst verschieden von ω_k sein,
2. die Massen müssen möglichst vollkommen ausbalanciert werden

---

[1]) Stodola, Z. V. D. I. 1903, S. 128. Angenähert kann man auch setzen für die kritische Umlaufszahl u_k pro Min.

$$u_k = 300\sqrt{\frac{P}{G}}.$$

P ist die Last, welche in ruhendem Zustand der Welle eine Durchbiegung von 1 c hervorbringen würde, G das Gewicht, das die Welle belastet (Föppl). Falls f in cm die Durchbiegung der Welle durch das Rotorgewicht ist, gilt auch

$$u_k = 300\sqrt{\frac{1}{f}}.$$

oder die Welle ist biegsam auszuführen, so daß sie sich selbsttätig in die Gravitationsachse einstellen kann (siehe später das Dreischalenlager). — Ist $\omega > \omega_k$, so ist beim Anlaufen stets die Gefahr großer Durchbiegungen und starker Vibrationen vorhanden.

62. Tragzapfen.

Ist d_z der Zapfendurchmesser in cm und l_z seine Länge, so bestimmt sich [1])

$$\frac{l_z}{d_z} = \sqrt{\frac{0{,}2\ k_b}{k}} = 1 \text{ bis } 4 \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 256)$$

oder auch

$$d_z = \sqrt[4]{\frac{5\ R^2}{k_b\,.\,k}} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 256\,a)$$

Dabei ist k_b die zulässige Biegespannung = 300 bis 600 kg/c², R der Lagerdruck und

$$M_b = R\,.\,0{,}5\ l_z = 0{,}1\ d_z^3\,.\,k_b\,, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 257)$$

sowie k [2]) die zulässige Flächenpressung = 4 bis 12 kg/c² (ausnahmsweise bis 30) nach der Beziehung

$$R = k\ l_z\ d_z\,. \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 258)$$

Die Flächenpressung darf nicht so groß sein, daß sie ein Zufließen des Oels an die Gleitflächen verhindert. Der Zapfen muß stets auf einer Oelschicht gleiten, nicht auf der Lagerschale. Für Stahlzapfen ist es zweckmäßig, zu setzen $k \leqq \frac{10000}{u}$, sofern $u > 100$ Umdr./Min. Damit wird ($k_b = 800$) $\frac{l}{d} = 0{,}14\ \sqrt{u}$.

Ist die Torsionsbeanspruchung des Zapfens zu berücksichtigen, so hat man zu bilden $M = 0{,}35\ M_b + 0{,}65\ \sqrt{M_b^2 + (\alpha_0\ M_d)^2}$, $\alpha = \sim 1$ und $M = 0{,}1\ d_z^3\ k_b$.

Es ist verfehlt, mit dem Verhältnis $\frac{l_z}{d_z}$ allzu hoch zu gehen, da man die Betriebsicherheit damit von einer gewissen Grenze ab durchaus nicht mehr erhöht. Lange Lager geben größere Reibungsarbeit und führen zu größeren Lagerabständen und damit größeren Wellendurch-

---

[1]) Es sind alle Maße in c eingesetzt.

[2]) Bei Weißmetall kann k > sein als bei Bronze, da die Auflagefläche sicherer ist.

messern als mäßig kurze Lager. Auch ist die Sicherheit der Auflage bei langen Lagern geringer. Radinger setzt $\frac{l_z}{d_z} = \frac{1}{250} \sqrt[3]{R u^2}$, wenn R der Lagerdruck ist.

Mit Rücksicht auf Erwärmung soll sein

$$l_z > \frac{R u}{x}, \qquad 259)$$

$$x < 90000, \text{ am besten } 20000 \text{ bis } 30000.$$

Lasche hat die Erwärmungsfrage der Lager etwas eingehender studiert [1]). Er setzt die Lagerreibungsarbeit A_R in mkg/sek.

$$A_R = a_s \cdot \pi d_z l_z, \qquad 260)$$

wobei a_s aus Fig. 304 [2]) in Abhängigkeit der Temperatur zu entnehmen ist; der linke Maßstab gilt für mkg/sek. (9,81 Watt), der rechte für WE/sek. a_s hängt nicht allein

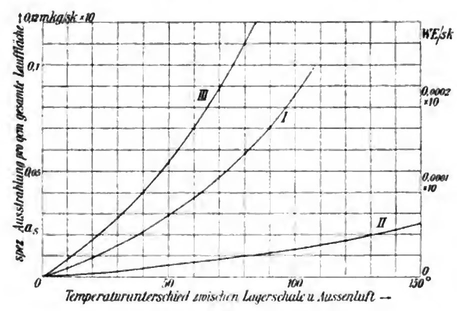


Fig. 304.

vom Temperaturunterschied, sondern auch von der Lagerkonstruktion, von der Eisenmasse des Lagers ab. Kurve I gilt für übliche Lagerverhältnisse, Kurve III für Lager mit großen Eisenmassen, Kurve II ist die theoretische Grenze für gar keine unterstützenden Eisenmassen. Gewöhnliche Lager sollte man so entwerfen, daß die Uebertemperatur 40° nicht übersteigt. Diese Uebertemperatur hängt allerdings stark von der Art der Schmiervorrichtung, von der Oelsorte und von der Güte der Montage ab.

Auf Schiffen treten wegen der Schiffsschwankungen noch zusätzliche Lagerdrücke R_x auf:

$$R_x = \frac{\omega \Theta \omega_s}{2 l}, \qquad 261)$$

falls $\omega = \frac{2 \pi u}{60}$ die Winkelgeschwindigkeit der Welle, Θ das Trägheitsmoment des

[1]) Z. V. D. I. 1902.

[2]) Die Ordinaten dieser Kurven sind im Original im Verhältnis 1 : 10 zu klein gezeichnet. WE = Wärmeeinheit.

rotierenden Ankers, ω_s die Winkelgeschwindigkeit der Schiffsschwankung ($= 2\pi n_s = \frac{2\pi}{t}$, n_s = Zahl der sekundlichen Schwankungen, t = Zeit einer Schwankung) und 2 l der Lagerabstand der Dynamo ist.

Die Umfangsgeschwindigkeit üblicher Lagerzapfen ist meist kleiner als 5 m/sek. (1,5 bis 3 m/sek.) und das Produkt $k \cdot v_z$, das ein Maß für die spezifische Reibungsarbeit ist, < 20 (meist 10 bis 20).

Die spezifische Reibungsarbeit ist $k \mu v_z$, der Reibungskoeffizient μ ist aber schwer im voraus genau anzugeben. Nach zahlreichen Versuchen ist $k\mu$ und auch $k\mu T$, worin T die Lagertemperatur ist, in

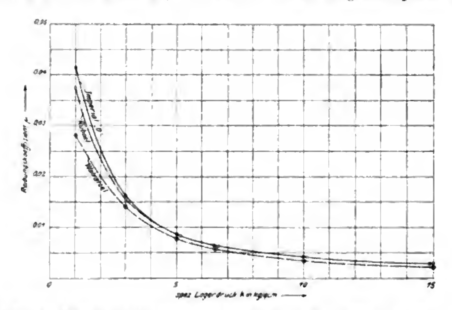


Fig. 305. Einfluß des Schmiermaterials auf μ. $v_z = 10$ m/sek. T = 50° C. Spülschmierung: Oelmenge rd. 0,8 ltr/min. Zapfen: Nickelstahl. Schale: Weißmetall. Dmr. 260 mm, Länge 110 mm.

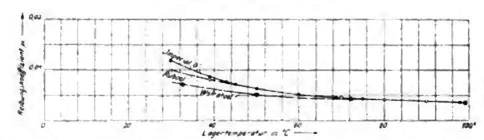


Fig. 306. Einfluß des Schmiermaterials auf μ. k = 6,5 kg/qcm, $v_z = 10$ m/sek. Spülschmierung: Oelmenge rd. 0,8 ltr/min. Zapfen: Nickelstahl. Schalen: Weißmetall. Dmr. 260 mm, Länge 110 mm.

weiten Grenzen konstant, d. h. unabhängig von k. Der Verlauf von μ in Abhängigkeit des spezifischen Lagerdrucks k und der Lagertemperatur ist für verschiedene Oelsorten in Fig. 305 und 306 nach Lasche dargestellt. μ ist nur sehr wenig von dem Zapfenmaterial abhängig (Nickelstahl, Siemens-Martin-Stahl, Flußeisen etc.)[1].

[1]) Auch das Material der Lagerschale — ob Bronze oder Weißmetall — ist auf die Größe von μ wenig von Einfluß. Für die Wahl des Schalenmateriales (siehe später) sind wichtigere Gründe ausschlaggebend, nämlich die Vorsichtsmaßregeln für

Das Riemenscheibenlager ist in der Regel wesentlich mehr beansprucht als das auf der Kommutatorseite liegende. Wenn auch Gründe der vereinfachten Fabrikation dafür sprechen, beide Lager gleich zu machen, so sollte man doch wegen der Verringerung des Lagerreibungsverlustes $\mu\, R \,.\, \frac{d_z}{2} \left(\frac{\pi\, u}{30}\right) = \mu\, R \,.\, v_z = \sim 0{,}7 \,.\, d_z\, l_z\, v_z{}^{3/2}$ den Zapfen auf der Kommutatorseite kleineren Durchmesser und kleinere Länge geben. Für den Spurzapfen ist der Reibungsverlust (siehe später)

$$\frac{2}{3}\, \mu\, \frac{R}{r_a}\, \frac{r_a{}^3 - r_i{}^3}{r_a{}^2 - r_i{}^2} \left(\frac{\pi\, u\, r_a}{30}\right).$$

Da man die Zapfen- und Lagerabmessungen zweckmäßigerweise reihenmäßig normalisiert, so kann man für die Kommutatorlagerseite die Abmessungen des Riemenscheibenlagers einer kleineren Type wählen. Eine zweckmäßige Reihe von Zapfenabmessungen [1]) für Dynamomaschinen ist die folgende; zwischenliegende Werte sind leicht zu interpolieren:

---

den Betrieb. Bei kleinen Wellendurchmessern wird man zur Erreichung möglichst gedrängter Lager oft Bronzeschalen anwenden. Größere Lager für hohe Geschwindigkeiten und insbesondere Lager, welche große Schwungmassen tragen, oder deren Arbeitsmaschinen aus Betriebsrücksichten nicht plötzlich abgestellt werden können, wird man aber ohne Rücksicht auf größere Reibungsarbeit stets mit Weißmetall ausgießen. Falls dann das Lager infolge mangelhafter Wartung oder infolge von Zufälligkeiten heißläuft, wird nicht die Welle angegriffen, sondern es wird nur der Weißmetalleinguß beschädigt, und im schlimmsten Falle werden im weiteren Verlaufe der Bewegung Schichten des Weißmetalles zum Schmelzen kommen. Das ist der Vorteil von Weißmetallschalen gegenüber solchen aus schwer schmelzendem Material, wie Bronze. Laufen Bronzeschalen heiß, so wird leicht die Lauffläche der Welle schadhaft, und beim Festbrennen sind Brüche von Welle und Lagerkörper zu befürchten. Auch hält es meist schwer, die Schale von der Welle zu lösen. Bei Schalen aus Weißmetall wird die Maschine nicht mit einem gewaltigen Ruck anhalten, sondern das Schmelzen bietet Zeit, die Maschine zum Stillstand zu bringen. (Nach Lasche, Z. V. D. I. 1902.)

[1]) Beispielsweise führe ich noch folgende große Lager an:

Type	d_z mm	l_z mm	
1500 PS 105 T. . . . Sulzer.	300 380 380	580 540 710	
8000 PS 75 T. . . . . Manhattan, New York	860	1520	Wellendurchmesser $d_a = 940$, $d_i = 400$
5200 PS 75 T.	660	1520	„ $d_a = 750$, $d_i = 250$

d_z mm	l_z mm	d_z mm	l_z mm
12	35	100	230
20	50	100	290
30	80	150	300
40	100	150	400
50	130	200	390
50	150	300	490
70	180	400	600
70	210		

Die langen Zapfen sind für besonders raschlaufende Typen bezw. für Fälle, wo $k\ v_z > 20$ (besonders für Riemenscheibenlager). Man sucht sich aus dieser Tabelle den passenden Zapfen derart, daß man $k \cdot v_z =$ etwa 15 setzt und aus $\frac{R}{k}$ mit $k = \sim 8$ das Produkt $l_z\ d_z$ ermittelt. Dann greift man aus der Tabelle den nächstliegenden Zapfen mit dem-

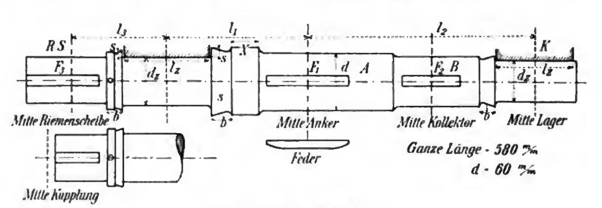


Fig. 307 und 308. Maßstab 1 : 5.

selben Werte $l_z\ d_z$. Für Dampfturbinen müssen die Dynamos in der Regel etwas längere Zapfen im Verhältnis zu d_z bekommen.

In Fig. 307, 308 und 309 bis 313 sind eine Reihe verschiedener Dynamowellen skizziert: d in Fig. 307 ist der nach Früherem berechnete

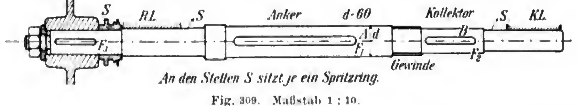


Fig. 309. Maßstab 1 : 10.

Wellendurchmesser, auf dem Stück A ist der Ankerkörper hydraulisch oder mit Hilfe von Schrumpfringen oder Schrauben gegen eine Schulter aufgezogen. Er wird durch die Feder F_1 mitgenommen. In ähnlicher Weise ist der Kommutator auf B mit der Feder F_2 befestigt. Auf der Innenseite der beiden Zapfen sind je aus dem vollen gedrehte Oelspritzringe s vorgesehen, die ein Kriechen des Oels nach dem Ankerkörper und

der Wicklung verhindern sollen. Um die Montage und die Demontage zu ermöglichen, ist der Spritzring gegen den Riemenscheibenzapfen R. S. zu für sich aus Messing hergestellt und gut passend (eventuell warm)

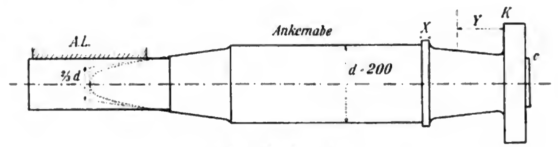
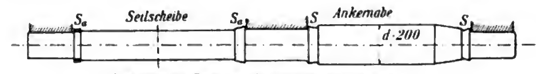


Fig. 310. Maßstab 1 : 12.



S eingedrehter Spritzring S_a *aufgezogener Spritzring*

Fig. 311. Maßstab 1 : 25.

auf die Welle aufgezogen und mit einem Schräubchen fixiert. Wo immer möglich sollten diese Spritzringe aus einem Stück mit der Welle bestehen,

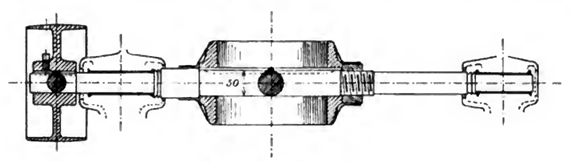


Fig. 312. Maßstab 1 : 10.

da bei nicht sorgfältig aufgezogenen Ringen das Oel zwischen Welle und Ring durchkriecht. Ein separater Spritzring mit zahlreichen Kriech- und Abtropfflächen ist in Fig. 313 gesondert gezeichnet.

Der maximale Durchmesser d (Fig. 309) ist etwa 1,1- bis 1,4mal größer als der Zapfendurchmesser d_z des Riemenscheibenlagers R. L. Ganz allgemein hat man den Umriß der Welle möglichst einer kubischen Parabel[1]) mit dem Scheitel in der Lagermitte anzupassen, bezw. man hat $d_z = \sim \frac{2}{3}$ d zu machen (Ersatz des Paraboloids durch den berührenden Kegel). Für sämtliche Federn (Keile) F_1, F_2 und F_3 (Ankerkörper, Kom-

Fig. 313. Maßstab 1 : 10.

[1]) Fig. 310.

mutator, Riemenscheibe) wähle man nur eine Querschnittsform, um sämtliche Keilnuten mit einem Fräser herstellen zu können. Zweckmäßige Federdimensionen [1]) stehen in der folgenden Federtabelle, bezogen auf den zugehörigen Wellendurchmesser d. Wo immer angängig, verwende man nur eine Feder auf dem Umfang, da eine gleichmäßige Verteilung der Umfangskraft auf mehrere Federn sehr schwierig zu erreichen ist. Höchstens bei Wellen über 300 mm und geteilten Ankernaben denke man an zwei Federn.

Federtabelle.

Maße in mm			
1 Feder pro Welle		2 Federn pro Welle	
Wellendurchmesser d	Keilquerschnitt a × b	Wellendurchmesser d	Keilquerschnitt a × b
10 bis 15	3 × 3	301 bis 330	38 × 56
15 „ 20	4 × 4	331 „ 360	40 × 60
21 „ 25	6 × 6	361 „ 390	42 × 64
26 „ 30	8 × 8	391 „ 420	44 × 68
31 „ 35	10 × 10	421 „ 450	46 × 72
36 „ 40	12 × 12	451 „ 480	48 × 76
41 „ 50	14 × 14	481 „ 510	50 × 80
51 „ 60	16 × 16	511 „ 540	52 × 84
61 „ 70	18 × 18	541 „ 580	54 × 88
71 „ 80	20 × 20	581 „ 620	56 × 92
81 „ 90	22 × 24	621 „ 660	58 × 96
91 „ 105	24 × 28	661 „ 700	60 × 100
106 „ 120	26 × 32		
121 „ 135	28 × 36		
136 „ 150	30 × 40		
151 „ 165	32 × 44		
166 „ 180	34 × 48		
181 „ 200	36 × 52		
201 „ 220	38 × 56		
221 „ 240	40 × 60		
241 „ 260	42 × 64		
261 „ 280	44 × 68		
281 „ 300	46 × 72		

Die Federn werden öfters durch zwei oder mehr kleine Schrauben mit der Welle verschraubt (Schraubendurchmesser < ½ Keilbreite).

Das Verhältnis des max. Wellendurchmessers d zu irgend einem

[1]) Für stärkere Wellen kann die Formel:

Höhe $a = 0.07\,d + 3$ mm

Breite $b = 1{,}8\,a$ bei einem Keil und $b = 1{,}6\,h$ bei zweien

benützt werden. Maßgebend für die Dimensionierung ist im Grund genommen die Forderung, daß der Flächendruck der Federn nicht so groß wird, daß ein Anfressen auftritt. Der Anzug von Keilen ist $\backsim$ 1/100.

Zapfendurchmesser d_z ergibt sich bei Wellen mit reiner Biegungsbeanspruchung zu

$$\frac{d}{d_z} = \sqrt[3]{\frac{(M_b)_{max}}{(M_b)_z}},$$

falls $(M_b)_{max}$ das maximale Biegungsmoment und $(M_b)_z$ das des Zapfens ist.

Die Lagerzapfen werden zur Aufnahme kleinerer achsialer Kräfte nach der Innenseite mit Schultern s (Fig. 307) versehen, deren einseitige Stärke s man etwa wähle:

$$s = \frac{d}{20} + 3 \text{ mm bis } \frac{d}{10} + 5 \text{ mm}.$$

Die Schulterbreite b (Fig. 307) sei $>$ s, etwa $1^3/_4$ s.

Auch der lose[1]) Spritzring S_a sitzt gegen einen Ansatz von 1 bis 5 mm einseitiger Stärke, ferner der Ankerkörper und der Kommutator, wofür man wie eben $\frac{d}{20} + 3$ bis $\frac{d}{10} + 5$ wählen kann. Zieht man den Anker hydraulisch auf, so kann man sich den Ansatz sparen; man gibt aber der Welle auf Nabenlänge einen Anzug von ca. 1 : 500. Der Zapfen-

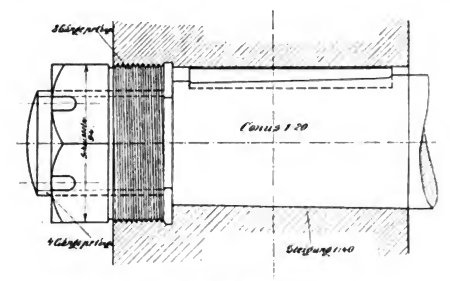


Fig. 314. Maßstab 1 : 2.

durchmesser auf der Kommutatorseite[2]) (K. L.) wird nach Früherem zweckmäßig nur gleich dem 0,7- bis 0,9fachen des Zapfens auf der Riemscheibenseite (R. L.) genommen. Der Wellenstumpf für die Riemscheibe (Fig. 307) oder für eine Kupplung (Fig. 308) ist nur um wenige Millimeter kleiner als der benachbarte Lagerzapfen.

Die Breite der Spritzringe schwankt von etwa 10 mm für kleine Maschinen auf über 30 mm bei größeren Typen. Die Neigung der

[1]) Fig. 311.
[2]) Fig. 309.

schiefen Spritzringflächen gegen die Wellenachse sei ungefähr 10 bis 30°. Zwischen den Stirnflächen der Lagerschalen und den Schultern der Zapfen soll achsiales Spiel von 1 bis 5 mm (total) sein, damit der Anker sich bequem in die Stellung verschieben kann, in der alle achsialen magnetischen Züge sich aufheben.

Das Wellenende (Fig. 314) gestattet ein einfaches Auf- und Abziehen der Riemscheibe oder irgend eines anderen Rades. (Siehe später.)

Fig. 310 zeigt eine Welle für direkte Kupplung mit einer Dampfmaschine mit einem Außenlager A. L. Da die Welle in der Mitte sehr stark sein muß, während der Lagerzapfen nur gering beansprucht ist, verläuft die Welle von der Ankernabe ab nach beiden Seiten konisch verjüngt. Der Kupplungsflantsch ist angeschmiedet, man kann jedoch auch eine Kupplungshälfte auf ein Wellenende wie in Fig. 308 aufkeilen. Der Kupplungsflantsch (Fig. 310) hat einen Ansatz c, der zur Zentrierung in eine Vertiefung des Gegenstückes paßt. Seitlich von der Kupplung ist stets ein Stück Y freizulassen, um die Kupplungsbolzen herausziehen zu können. Eine Welle mit drei Lagern und Seilscheibe ist aus Fig. 311 ersichtlich. In Fig. 310 und 311 ist der Kommutator nicht auf die Welle aufgekeilt, sondern auf die Ankernabe gesetzt oder an den Ankerarmstern geschraubt. Drei Lager vermeidet man wegen der unsicheren Verteilung der Lagerdrucke möglichst, allerdings läßt sich das dritte Lager bei Riemen- und Seiltypen über 100 KW kaum umgehen.

63. Gleitlager.

Die Lagerzapfen laufen in Lagerschalen, die entweder aus Bronze (Fig. 315 und 316) oder aus Gußeisen mit Weißmetallausguß (Fig. 317 und 318) bestehen. Bronze für Lagerschalen besteht aus Kupfer (82 bis 83%), Zinn (16 bis 17%) und Zink (0 bis 2%); Weißmetall (Antifriktionsmetall) z. B. aus 85% Sn, 10% Sb (Antimon) und 5% Cu. Das Weißmetall wird durch schwalbenschwanzförmige Rinnen im Gußeisen (Fig. 317) an der Drehung verhindert. Die Lagerschalen sitzen entweder zylindrisch (Fig. 319) oder kugelig (Fig. 317) in dem Lagerkopf und sind darin gegen Drehung z. B. mit Hilfe einer Fixierschraube oder eines Fixierstifts (Fig. 315) gesichert, die in Fig. 317 und 319 in den Schlitz s Lagerschale eingreifen.

Bei geteilten Lagern ist es stets ratsam, die Fixierung nur durch einen Stift an der *oberen* Lagerschale vorzusehen, da man dann, nachdem die obere Lagerschale abgenommen ist, die untere leicht herausdrehen kann.

Bronzelagerschalen verwendet man in der Regel nur für kleine Durchmesser, bis etwa 30 bis 100 mm Durchmesser; sie sind meist ein-

teilig, während die größeren Weißmetallschalen zweiteilig sind (Fig. 319). Die zylindrischen Lagerschalen sind gegen achsiale Verschiebung durch Schultern a (Fig. 319) geschützt; bei einteiligen Schalen ist zur Ermöglichung der Montage nur einseitig ein Ansatz a vorzusehen (Fig. 315

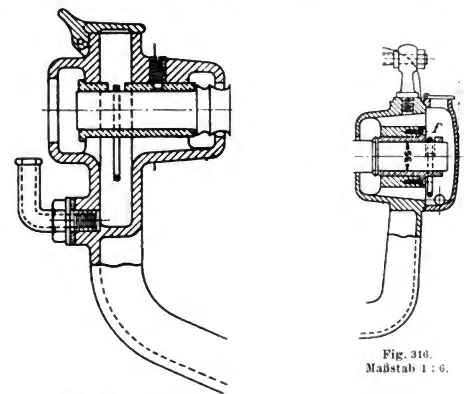


Fig. 316. Maßstab 1 : 6.

Fig. 315. Maßstab 1 : 3.

und 316), sonst beiderseitig. Kugelige Lagerschalen nehmen von selbst kleinere Achsialdrucke auf. Es ist bei der Konstruktion auf leichte Auswechselbarkeit der Lagerschalen zu achten, d. h. man muß sie ohne

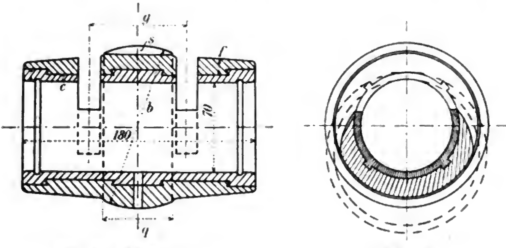


Fig. 317. Maßstab 1 : 4

Fig. 318.

Demontage der Welle herausdrehen können. In der oberen Hälfte der Lagerschalen sind Schlitze, die bis auf den Zapfen heruntergehen, ausgespart, in welche die losen Schmierringe eingelegt werden. Selbstölende Ringschmierung ist heutzutage die Regel.

Von kleinen Typen bis etwa 20 PS abgesehen, haben die Lager gewöhnlich 2 Oelringe, bei großen Längen auch 3 und 4. Zur Not lassen sich Lager bis $l_z = 400$ mm Länge mit einem Oelring schmieren. Es sind aber überall mindestens 2 Ringe zu empfehlen. Diese Ringe

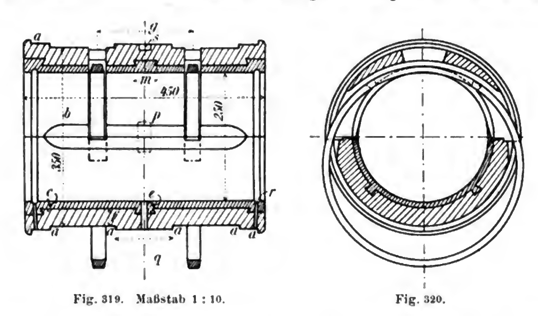


Fig. 319. Maßstab 1 : 10. Fig. 320.

tauchen[1]) in ihrem unteren Teil in einen Oelsumpf, der im Lagerkopf ausgespart ist und eine größere Menge Oel enthält; sie werden von dem Zapfen mitgenommen und fördern stetig Oel oben auf den Zapfen, von wo aus es sich durch die in den Lagerschalen ausgesparten Schmiernuten (Fig. 321, Abwicklung nach Lasche) auf den ganzen Umfang verteilt und unten nach beiden Seiten abläuft, um in den Sumpf zurückzufließen. Solche Lager können wochen- und monatelang ohne Erneuerung des Oels im Betriebe sein. Das Oel wird oben zu den Schmierringschlitzen, die durch Klappdeckel k (Fig. 322, 323 und 328), Drehdeckel d (Fig. 324 und 325) oder Pfropfen (Fig. 327)[2]) abgeschlossen sind, eingegossen, bis ein Oelstand (Fig. 327 und 329) die erreichte Füllung des Sumpfes anzeigt. Die Marke am Oelstand ist so anzugeben, daß beim Einhalten derselben das Oel nicht aus dem Lagerkopf herausläuft; die Linie do (Marke) in Fig. 329 soll also 5 bis 15 mm tiefer liegen als die Kante ab. Die Firma Bergmann ordnet zur Vermeidung

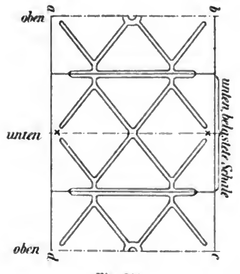


Fig. 321.

[1]) 15 bis 50 mm.

[2]) Sollen die Pfropfen nicht verloren gehen, so kann man sie mittels einer Kette festhalten. (Fig. 327.)

einer Ueberfüllung der Oelkammer den in Fig. 332 skizzierten Oelablauf an. Der Oelsumpf ist reichlich groß zu dimensionieren, so daß sich der Schmutz sicher absetzen und auch ein genügender Wärmeaustausch eintreten kann. Die Ringe dürfen nicht zu tief in das Oel eintauchen, da sie dadurch in ihrer Geschwindigkeit gehemmt werden. Der Abstand x der Oelringe von den Lagerwandungen (Fig. 329) darf bei geteilten Lagern nicht zu klein sein (> 10 mm), da andernfalls besonders bei raschlaufenden Lagern das Oel von den Oelringen auf die Lagertrennfuge

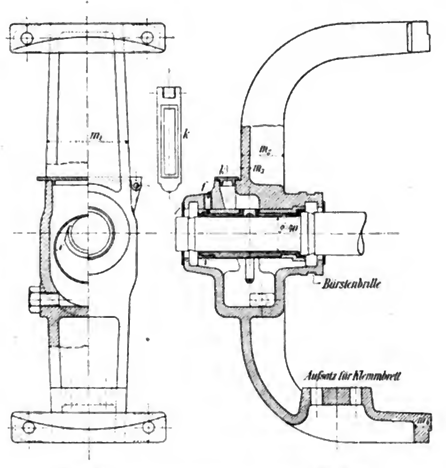


Fig. 322. Fig. 323.
Lagerbügel von Schuckert. Maßstab 1 : 6.

geschleudert wird und dann durch die Fuge und längs der Lagerdeckelschrauben nach außen kriecht. Diese unangenehme Erscheinung des Oelauslaufens ist durch zweckentsprechende Konstruktion nach Möglichkeit zu vermeiden, da das Oel den Wicklungen und dem Kommutator schaden kann. In dieser Hinsicht ist es angezeigt, zwischen den Schalenhälften keinen Spielraum zu lassen, sowie die Trennfuge der Lagerschalen und des Lagerdeckels (Lagerkopfes) etwas zu versetzen (Fig. 325) bezw. überhaupt verschiedene Absätze in die Trennfuge zu legen, siehe die Lagerschale Fig. 320 mit Ansatz und die Schale Fig. 333 mit V-förmiger Abtropfrinne. Aus diesem Grunde dürfte es auch ratsam sein, die Lagerschalen möglichst n i c h t zu teilen, was ohne weiteres bis 200 mm

Durchmesser geht, wobei natürlich der Deckel geteilt ist. Nachträglich kann man sich auch noch durch Zwischenlage eines Papier- oder Lederstückes in die Trennfuge helfen, ferner beachte man das über die Spritzringe Gesagte. Weiterhin muß dafür gesorgt sein, daß das aus dem

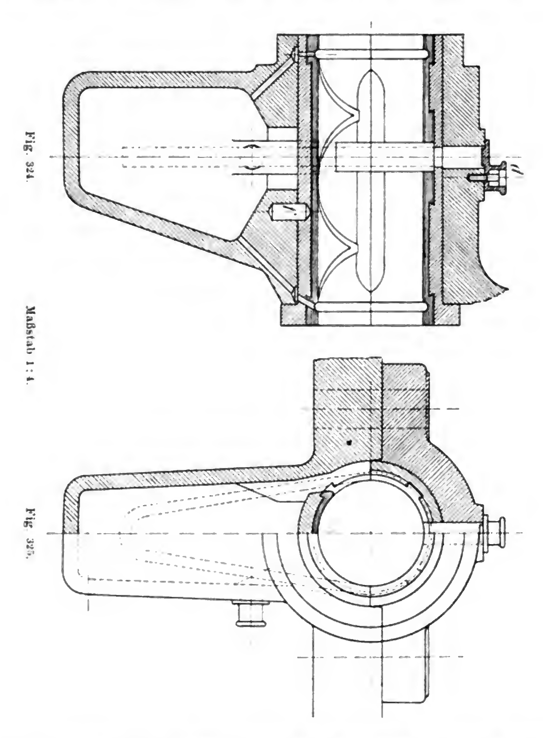


Fig. 324.

Maßstab 1 : 4.

Fig. 325.

Zapfen abfließende Oel rasch und ohne Widerstand nach dem Sumpf zurückfließen kann, weshalb die Querschnitte v (Fig. 323) genügend groß und möglichst steil abfallend sein sollen. Das Abfließen des gebrauchten Oels wird auch durch Rinnen r in den Lagerschalen (Fig. 319) unterstützt. Empfehlenswert ist es die Lager beiderseitig durch Filz- oder Blechringe z, welche den Oelauseintritt und den Schmutzeintritt zu hindern

haben, abzuschließen (Fig. 323). Ein Auslaufen des Oels ist auch bei allzu kräftiger Ventilationswirkung des Ankers oder einer benachbarten Riemscheibe oder eines Schwungrades zu fürchten; in diesem Falle sind entsprechende Luftschirme anzubringen, welche die Wirkung des Zuges auf das Lager neutralisieren [1]).

Die Schmiernuten (Fig. 321) müssen sauber (ohne Grat) gearbeitet und etwas abgerundet sein, sie sollen das Oel richtig nach den am meisten belasteten Teilen führen und keinen zu großen Querschnitt haben, da sonst das Oel einfach in denselben abläuft ohne zu schmieren; überdies verringern diese Nuten die nützliche Auflagefläche. Bei sehr rasch laufenden Maschinen kann es direkt angezeigt sein, der unteren Lagerschale überhaupt keine Schmiernuten zu geben. Es sind alle Schaulöcher und Oeleingußöffnungen auf unter Druck gleitenden Flächen möglichst zu vermeiden. Das Lager (Fig. 334) für 2400 Touren (nach Bach, Maschinenelemente) hat zur sicheren Oelzuführung schraubenförmig nach beiden Seiten verlaufende Schmiernuten.

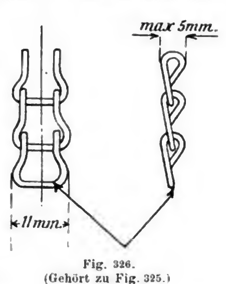


Fig. 326.
(Gehört zu Fig. 325.)

Lasche [2]) macht folgende Angaben bezüglich der Schmiernuten:

Die Schmiernuten müssen an der Stelle beginnen, wo der Schmierring das meiste Oel abgibt, und hier ist eine Nische anzuordnen, wo sich das vom Schmierring abgegebene Oel ansammeln und von wo es sich verteilen kann. Damit das Oel aus den Nuten an die eigentliche Lauffläche gelangt, also von der Welle mitgenommen wird, dürfen die Nuten gegen die Lauffläche keine scharfen Kanten haben, weil diese das Oel abstreifen, mindestens dem Oel den Uebergang aus der Nut


Fig. 327. Lager der General Electric Co. N. Y.

[1]) Es ist auch zu beachten, daß alle Ansätze und Schultern durch die größere Fliehkraft am Außendurchmesser ölsaugend wirken und die Schmierung beeinträchtigen können.

[2]) Z. V. D. I. 1903. Siehe auch Riemer, Z. V. D. I. 1895, S. 654.

in die Laufläche erschweren. Die mit der Nutenziehmaschine hergestellten Schmiernuten sind daher nachträglich an den Rändern gehörig abzurunden, so daß sich das Oel keilförmig zwischen Nutenrand und Welle eindrängt und durch die Adhäsion der Welle mitgenommen wird. Die Nuten sollen in zweckmäßiger Weise von der Stelle, wo das frische Oel auf die Welle gelangt, spiralförmig nach außen verlaufen, aber noch in

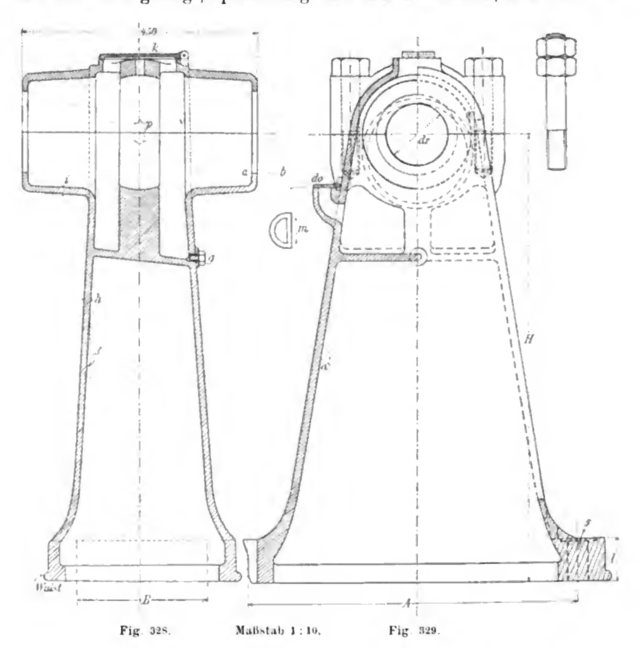


Fig. 328. Maßstab 1 : 10. Fig. 329.

einem gewissen Abstande vom Lagerrand enden. Eine zweite Gruppe von Nuten soll zu den vorigen in entgegengesetzter Richtung verlaufen, um einen Teil des Oeles wieder nach der Schalenmitte zurückzuführen. Auf diese Weise wird erreicht, daß sich das Oel in der Schale möglichst gleichmäßig verteilt, mit den warmen Maschinenteilen in innigste Berührung kommt und möglichst lange im Lager verbleibt, um einen recht großen Teil der Reibungswärme aufzunehmen.

Ebenso wie den Oelnuten, ist auch dem Spiel zwischen Zapfen und

Lagerschalen volle Beachtung zu schenken; es hat einen wesentlichen Einfluß auf die Größe der gesamten Lagerreibung und ebenso auf den Gang und die Betriebsicherheit besonders schnell umlaufender Maschinen

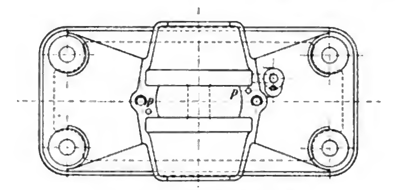


Fig. 330. Grundriß zu Fig. 329.

mit großen Massen. Das Spiel soll einige Hundertstel bis einige Zehntel Millimeter betragen und muß die Ausbildung einer Oelschicht zwischen Zapfen und Schale ermöglichen. Bei geringen spezifischen Drücken k ist der Einfluß des Spiels auf die Reibungsarbeit, die mit zunehmendem

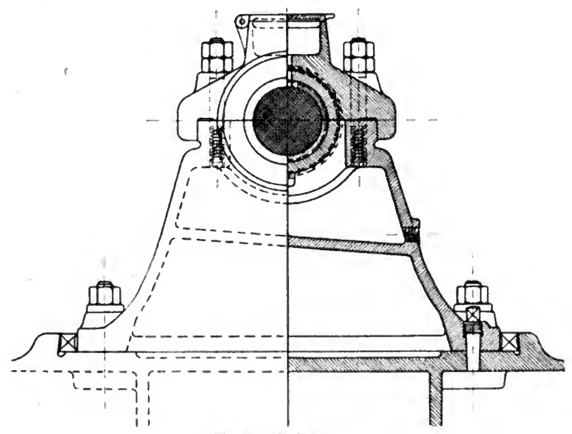


Fig. 331. Maßstab 1 : 10.

Spiel abnimmt, am größten. Das Spiel läßt sich leicht nachträglich durch Zwischenlagen in die Trennfugen der Schalen etwas vergrößern, womit man Reibungsarbeit und Erwärmung reduzieren kann.

Bis zu einem Zapfendurchmesser $d_z = 25$ mm sei die Schale etwa

0,07 mm größer als die Welle; bis 130 mm Durchmesser etwa 0,5 mm; bei 200 mm Durchmesser etwa 0,7 mm.

Zum Ablassen des verbrauchten Oels ist im Grund des Oelsumpfes ein Ablaßstöpsel g (Fig. 328) vorgesehen, der manchmal gleichzeitig

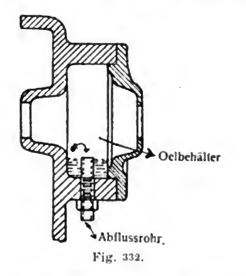
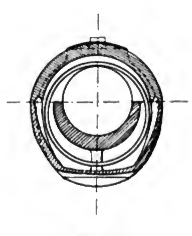
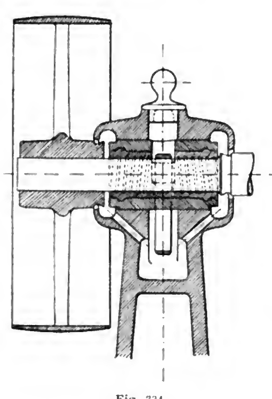


Fig. 332.


Fig. 333.

als Oelstandszeiger (Fig. 315) ausgebildet ist. Diese beiden Vorrichtungen müssen gut angeschraubt sein, damit sie nicht Oel entweichen lassen. Es wäre am ratsamsten Oelablasser ganz zu vermeiden und Oelspritzen zu verwenden. Oelstandsanzeiger aus Glas sind entweder zu verwerfen oder durch eine Metallhülse mit Schlitz gut zu schützen (Fig. 327). Angegossene Oelstandszeiger (Fig. 329) dürften sich am besten bewähren.


Fig. 334

Die Oelringe müssen leicht zugänglich sein, d. h. die Schlitze, in denen sie laufen, sind reichlich zu bemessen, so daß man das Arbeiten der Ringe beobachten und im Notfall genügende Quantitäten Oel nachgießen kann.

Die Schmierringe sollten nicht zu schwer sein, so daß sie sicher von der Welle mitgenommen werden; neuerdings findet man öfters Aluminiumringe. Sind die Ringe allerdings zu leicht, so ist ihr Arbeiten auch unsicher. Glatte, runde Ringe aus Messing mit glatter Führung sind wohl am besten. Aus Fig. 335 bis 341 sind eine Reihe Schmierringquerschnitte zu ersehen, Fig. 336 ist besonders leicht und hat große Oberfläche, also große Oelkapazität. Die Ringe werden aus gezogenem,

nicht magnetischem Material [1]) gebogen und verlötet; zur Ermöglichung der Montage muß man sie bei größeren Lagern [2]) häufig zweiteilig herstellen und nach dem Einbau in zuverlässiger Weise verschrauben (Fig. 339 bis 341). Bei beschränktem Raum lassen sich Oelringe durch Kettenschmierung [3]) (Fig. 324 bis 326) ersetzen, die weniger auslädt und event. sich nachträglich in ein altes Lager mit Dochtschmierung einbauen läßt. Das Eisenwerk Wülfel benützt als Schmierring einen mit dem Zapfen

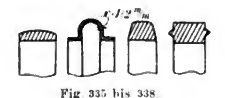


Fig. 335 bis 338



Fig. 339.

konzentrischen Ring, der durch eine Gummi- oder Spiralfeder von der Welle sicher mitgenommen wird [4]).

In den Fig. 342 bis 344 ist nach Lasche für zwei Lager die durch zwei Schmierringe von 150 mm Durchmesser minutlich geförderte Oelmenge wiedergegeben. Die Zapfen haben 90 mm Durchmesser, die Eintauchtiefe der Ringe ist 40 mm. Die Anordnung und Ausführung der Lager zeigt Fig. 344. Man ersieht aus den Kurven, daß die gehobene Oelmenge nur bis zu einer gewissen Umdrehungszahl steigt und dann abnimmt, sowie daß die Oelmenge je nach der Drehrichtung ganz verschieden ist. Auch fließen auf den zwei Lagerseiten (innen und außen) ganz verschiedene Oelmengen ab [5]).

Fig. 340.

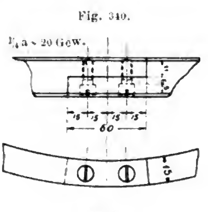


Fig. 341.

Obwohl die kugelige Lagerung der Lagerschalen (Fig. 327) teurer als die zylindrische wird, ist sie doch sehr zu empfehlen [6]), da kleine Montagefehler unschädlich gemacht und überhaupt bei Montage und Demontage übermäßige Wellenbeanspruchungen vermieden werden. Die allseitig gestützte, geölte und leicht bewegliche Kugelauflagerung muß so ausgeführt sein, daß der Kugelmittelpunkt auf der Lagerachse liegt und der Kugeldurchmesser bis auf $^2/_{10}$ mm genau eingehalten wird. Es

[1]) Meist Messing.

[2]) Schon bei Wellendurchmessern $>$ 100 mm.

[3]) Statt der Ringe ist eine Messingkette aus lauter parallelen Kettengliedern (ähnlich den Gelenkketten) vorgesehen (Fig. 326).

[4]) v. Grove, Maschinenteile, S. 155.

[5]) S'_1 ist die Oelmenge, die auf der Lagerseite 1 beim Drehsinn I abfliesst, S'_2 auf der Lagerseite 2 beim Drehsinn II etc.

[6]) Sie wird in den Ver. Staaten fast allgemein verwendet.

ist schon für viele Fälle genügend, die Schale kugelig und den Lagerkopf zylindrisch zu gestalten oder man preßt den Lagerkopf mit Weißmetall kugelig aus.

Der Lagerkopf mit den Lagerschalen wird entweder vermittels eines einfachen, horizontalen oder vertikalen Lagerbügels (Fig. 322 und 323) am

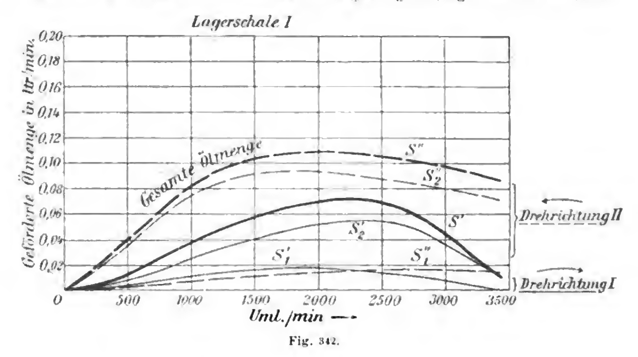


Fig. 342.

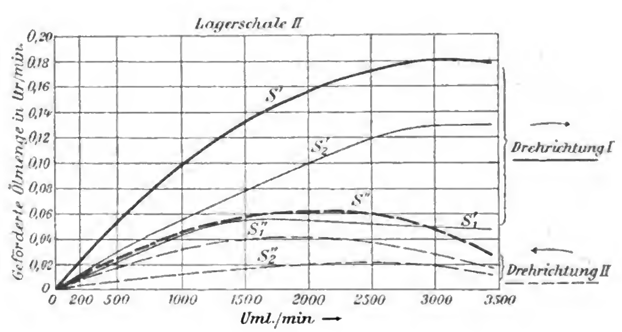


Fig. 343.

Gehäuse befestigt (besonders für 2polige Typen), oder vermittels eines 3- oder 4armigen Lagersterns oder, was sich immer mehr verbreitet, mit Hilfe eines 3- oder 4armigen Lagerschildes (Fig. 345 bis 347). Das Schild in Fig. 347 mit der großen Ausladung ist für die Kollektorseite bestimmt. Als Querschnitt für die Arme empfiehlt sich die ⊔-Form als die widerstandsfähigste und billigste. Der einfache Lagerstern nach Fig. 323,

jedoch mit 3 bis 4 Armen, aber ohne zum geschlossenen Kreis verbindende Hauben, hat gegenüber Fig. 346 den Vorteil, daß Gußspannungen im wesentlichen vermieden sind und die ganze Maschine luftiger wird. Bei größeren Maschinen wird die Abstützung durch einen Lagerbock (Fig. 328 bis 331, 352 und 353) auf eine besondere Grundplatte ausgeführt. Die Umrißlinien des Lagerbocks laufen in beiden Ebenen sich nach unten erweiternd in eine breite Stützfläche aus. — Lager bis etwa 20 KW bezw. bis zu einem Zapfendurchmesser von etwa 50 mm werden meist ungeteilt ausgeführt (Fig. 315). Die Lagerschalen läßt man selbst bei größeren Durchmessern noch ungeteilt, wenn auch der Lagerkopf geteilt ist. Die Lagerdeckel geteilter Lager werden durch zwei einfache Kopfschrauben (Fig. 329) oder durch zwei Stiftschrauben (Fig. 331) oder aber durch Kopfschrauben (Fig. 349 bis 351)[1]) mit Muttern ohne Gewinde im Gußeisen festgehalten. Bei langen Lagern größerer Maschinen ($l_z > 250$ mm) kommen vier Deckelschrauben in Frage. Um die Lage der Lagerschalen zu präzisieren, werden Prisonstifte p (Fig. 319 und 330) vorgesehen. Um einem Auslaufen der Lagerschalen Rechnung zu tragen, kann man unter die Lagerböcke einige dünne Eisenbleche legen, die man zur Einjustierung der Achshöhe von Zeit zu Zeit teilweise herausnimmt.

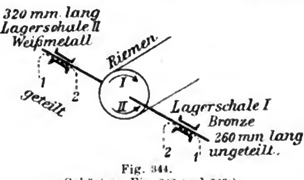


Fig. 344.
(Gehört zu Fig. 342 und 343.)

Die Deckelschrauben sollen nur auf Zug, nicht durch seitliche Kräfte auf Biegung beansprucht werden, diese seitlichen Kräfte senkrecht zur Zapfenachse sind durch Ansätze am Deckel (Fig. 331) oder durch Einlegen von Prisonringen (Fig. 348) aufzufangen.

Die achsialen Kräfte sind von den Schultern der Schalen direkt auf den Lagerkopf zu übertragen. Große Lagerschalen und -deckel erhalten zum Abheben mittels Hebezeugs eine Tragöse.

Eine Variation des Lagerschilds oder Lagerbügels ist aus Fig. 354 (Lahmeyer-Frankfurt) zu ersehen; die Lagerträger sind beiderseits an das Gehäuse angegossen und der Lagerkopf ist in einer kreisförmigen Sitzfläche auf diese Träger aufgeschraubt. Der Durchmesser dieser mit der Ankerachse konzentrischen Sitzfläche muß größer sein als der Ankerdurchmesser.

Will man recht leichte Maschinen bekommen (Motoren für Selbstfahrer und Luftballons), so stellt man die Lagerschilder aus Aluminium

[1]) Nach Fischer-Hinnen.

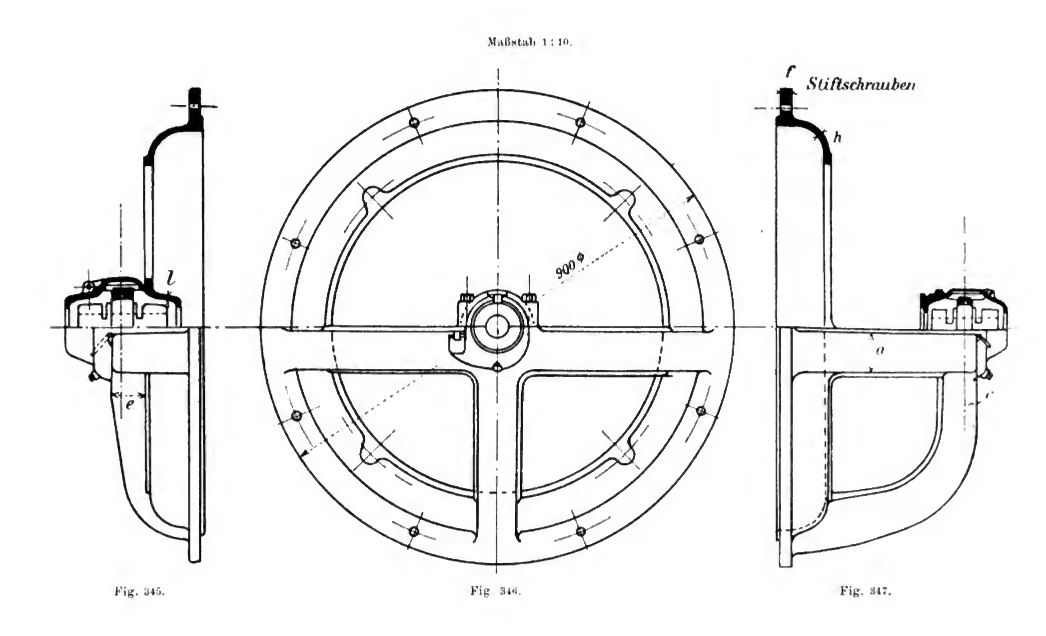


Fig. 345.

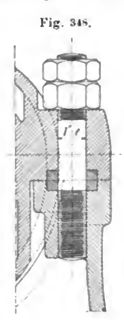
Fig. 346.

Fig. 347.

und Magnalium her und benützt nur für die aktiven Materialien Eisen und Kupfer.

Nur noch selten[1]) findet man außer der Ringschmierung Tropföler (Fig. 355 und 356), d. h. Oelgefäße, die tropfenweise kontinuierlich Oel auf den Zapfen laufen lassen, ferner Dochtschmierung (Fig. 357), wobei ein Docht das Oel nach dem Zapfen leitet, und Schmierung mit konsistentem (festem) Fett (Fig. 358 und 358a[2]), die besonders für Fahrzeug- und Hebezeugmotoren noch in Frage kommen, da flüssige Schmiermittel den Erschütterungen, die bei solchen Betrieben auftreten, nicht immer gewachsen sind. Das Lager (Fig. 358) wird von oben mittels festem Fett, von unten durch Filzbänder mittels Oel geschmiert. Ganz kleine Motoren werden öfter von unten oder oben her mit Schmierbüchsen (Stauferbüchsen, Fig. 359), die konsistente Fette enthalten, geschmiert. Man hat auch schon selbstschmierende Graphitlagerschalen versucht. Zur Schmierung einer größeren Zahl von Lagerstellen können die Zentralschmierapparate verwendet werden, wobei das Oel aus einem hochgelegenen Behälter fließt, oder durch eine Oelpumpe in die verschiedenen Röhrchen gepumpt wird. Das Lager Fig. 355 und 356 hat für sich eine Oelpumpe.

Fig. 348.



64. Kugel- und Rollenlager.

In neuerer Zeit schenkt man in der Elektrotechnik den Kugel- und Rollenlager, besonders aber den ersteren gesteigerte Beachtung.

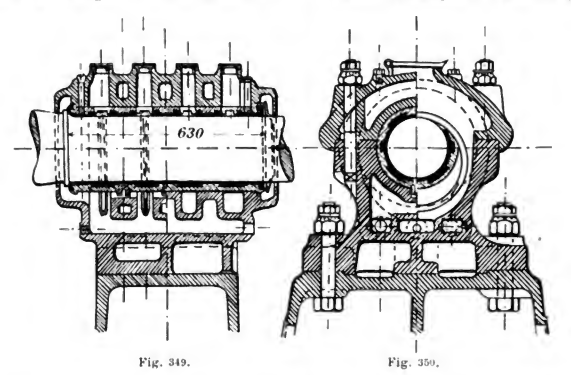


Fig. 349. Fig. 350.

Eine der allerbewährtesten Konstruktionen ist wohl das Kugellager (Fig. 360 und 361) der Deutschen Waffen- und Munitionsfabrik Berlin.

[1]) Wenigstens im Dynamobau.

[2]) Nach Müller und Mattersdorff.

Die absolut runden, glasharten Kugeln werden an der Stelle, wo die Schraube f sitzt, zwischen die zwei Laufringe l_1 und l_2 eingebracht. Diese Stelle sollte beim Betrieb möglichst entlastet sein. Der innere Ring l_1

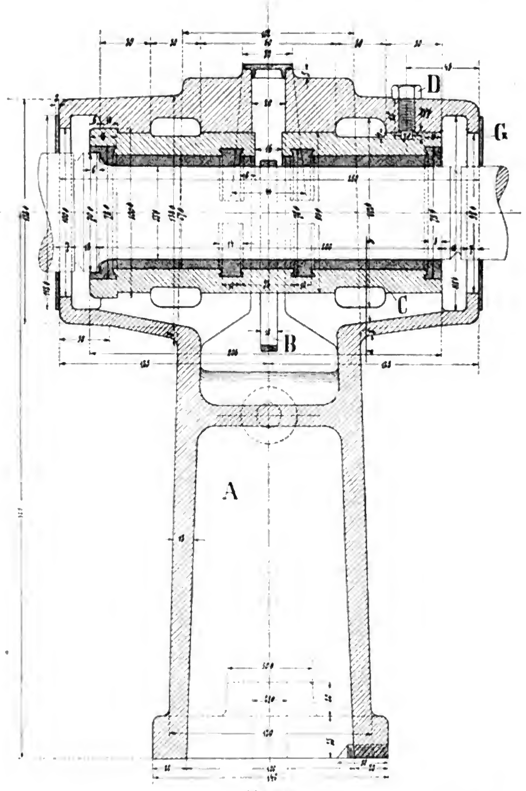


Fig. 352.

Lagerbock von

Stückliste: A 1 Lagerbock . . . . Gußeisen.
B 1 Schmierung . . . . Siliciumbronze.
C 1 Lagerbüchse . . . . Gußeisen.
D 1 Prisonschraube . . . . . Schmiedeisen.
E 1 Schmierlochdeckel . . . Siliciumbronze.

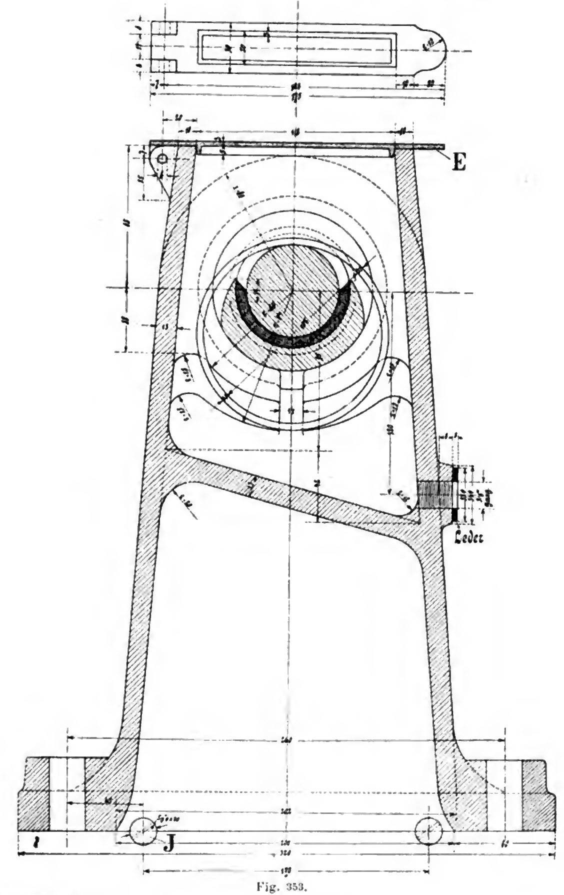


Fig. 353.

Schuckert & Co.

F 2 Prisonstifte . . . . Stahl.
G 2 Zinkscheiben mit Schrauben.
H 1 Oelständer Nr. 3.
J 2 Prisonschrauben . . . . Schmiedeisen.

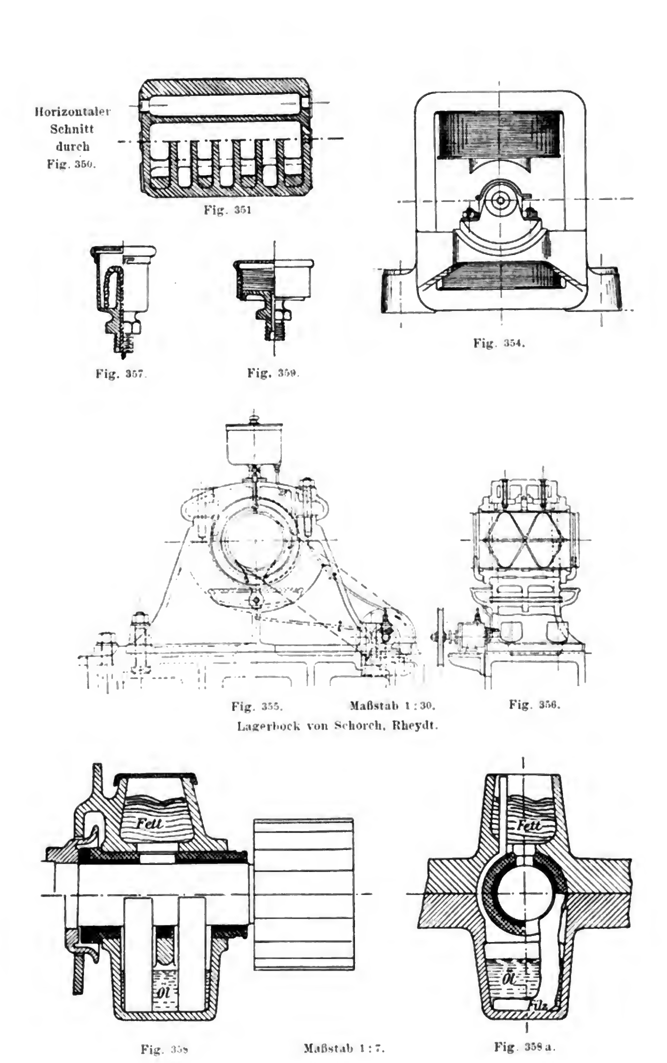


Fig. 351

Fig. 354.

Fig. 357.

Fig. 359.

Fig. 355. Maßstab 1 : 30. Fig. 356.

Lagerbock von Schorch, Rheydt.

Fig. 358 Maßstab 1 : 7. Fig. 358 a.

wird fest auf die Welle aufgezogen, l_2 im Lagerkopf befestigt. Es gibt eine lange Reihe vollständig normalisierte Laufringsysteme l_1 l_2 für alle vorkommenden Belastungen und Tourenzahlen. Gute Kugellager haben den Vorteil, lange Zeit mit ganz minimaler, einmaliger Schmierung zu laufen; also geringe Wartung, einfache Montage, geringe Baulänge und kleine Reibungsverluste (ca. 20 % der bei gewöhnlichen Lagern[1]) zu ergeben. Sie sind so gut wie unabhängig vom Schmiermittel, und das Einlaufen entfällt vollständig; namentlich beim Anlaufen ist die

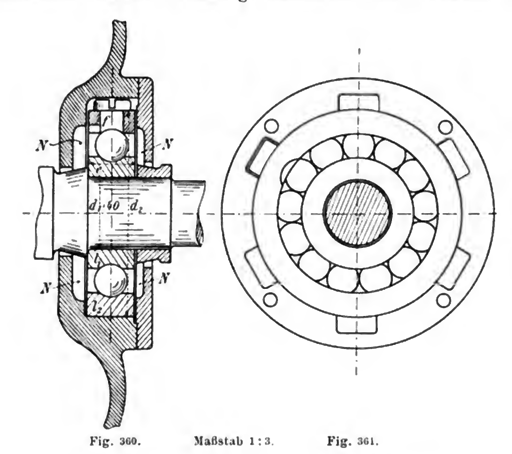


Fig. 360. Maßstab 1 : 3. Fig. 361.

Reibungsarbeit viel geringer als bei gewöhnlichen Lagern. Außerdem ist das Kugellager in achsialer Richtung wesentlich kürzer als das Gleitlager; es ist auch leichter auszuwechseln. Kleine Achsialdrücke, Durchbiegungen und geringe Montageungenauigkeiten können sie ohne weiteres aufnehmen. Kugellager machen allerdings nicht selten Lärm und die Möglichkeit, daß Kugeln zersplittern, ist nicht ganz ausgeschlossen. Auch ist ihr Preis[2]) etwas größer als der gewöhnlicher Lager. Die zulässige Lagerbeanspruchung R ergibt sich zu

$$R = \frac{i}{5}\, 30\, d^2 \text{ bis } \frac{i}{5}\, 50\, d^2 \quad . \; . \; . \; . \; . \quad 262)$$

[1]) Die Reibungsarbeit wird besonders klein, wenn man möglichst große Kugeln auf kleinem Laufringdurchmesser vorsieht.

[2]) Ein Kugellager für 250 kg Belastung (Zapfendurchmesser $d_z = 25$, $u = 3000$) kostet etwa 5 Mk., für 2350 kg ($d_z = 110$, $u = 1500$) etwa 40 Mk.

für ebene, kegelförmige und zylindrische Laufflächen;

$$R = \frac{i}{5} 100 d^2 \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 263)$$

für hohle Rinnen mit dem Krümmungsradius = $^2/_3$ d; falls i die Zahl der Kugeln und d deren Durchmesser in c ist. Der pro Kugel zulässige Druck wäre an sich $P = 100$ bis $150 d^2$, bei $P = \backsim 600 d^2$ tritt an den Kugeln ein Umfangssprung ein, der Bruch erst bei gegen $P = 9000 d^2$.

Zu beiden Seiten (Fig. 360) der Kugellager sehe man zum Einbringen von Schmiermaterial Hohlräume N N vor, die ungefähr eine Breite gleich dem Kugeldurchmesser haben. Oefters wird der innere Laufring nicht direkt, sondern mit Hilfe einer besonderen Spannhülse

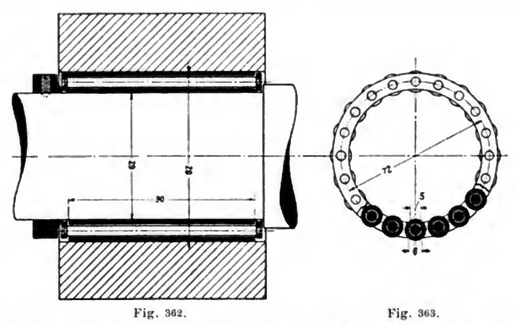


Fig. 362. Fig. 363.
Lager mit losen Rollen auf Stiften. 20 Rollen von 10 mm Durchmesser und 90 mm Länge.

auf den Zapfen geschoben. Der äußere Laufring muß achsial etwas Luft haben. Die Lager füllt man unten bis zur Mitte der tiefsten Kugel mit Oel. Stark der Verstaubung ausgesetzte Lager werden durch Filzringe abgeschlossen.

Als Anhaltspunkte für die Abmessungen von Kugellagern der Deutschen Waffen- und Munitionsfabriken Berlin diene nach Fig. 360 folgende Tabelle (Maße in mm)

d_1	d_2	c	Zulässige Belastung kg
10	32	9	95
30	62	10	340
60	105	12	700
100	185	22	2350

Rollenlager können kaum auf eine allgemeinere Anwendung rechnen, da sie den Kugellagern wesentlich nachstehen und keine erheblichen Vorzüge vor Gleitlagern haben. Ihre zulässige Belastung ist

$$R = k i l d, \quad \ldots\ldots\ldots \quad 264)$$

wenn i die Zahl der Rollen, d ihr Durchmesser in c und l ihre Länge ist. $k < 60$. Stribeck setzt wie bei Kugellagern

$$R = k \frac{i}{5} l d \quad \ldots\ldots\ldots \quad 265)$$

und k nur = 6 bis 11.

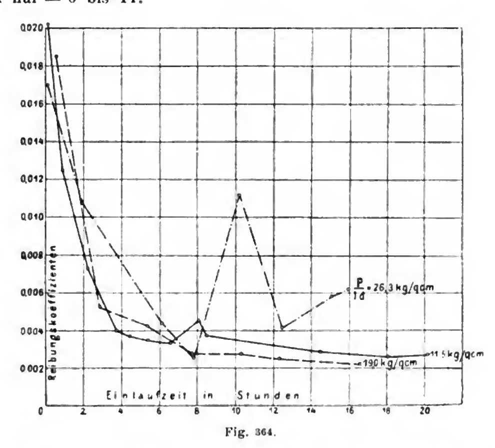


Fig. 364.

In Fig. 362 und 363 ist ein Rollenlager nach Stribeck [1]) abgebildet: Es besteht aus losen, auf Stiften sitzenden Rollen. Die Stifte sind beiderseits in ringförmige Scheiben genietet.

Etwas günstiger dürften reine Walzenlager sein, bei denen der Zapfen direkt auf glasharten Stahlwalzen läuft.

Der Einfluß der Einlaufzeit auf die Reibung bei gewöhnlichen Gleitlagern ist aus Fig. 364 nach Stribeck zu ersehen. Bei Kugel- und Rollenlagern entfällt sie so gut wie völlig.

65. Dimensionierung von Gleitlagern.

In empirische Formeln gekleidet erhält man für die Lagerabmessungen folgende Werte:

[1]) Stribeck, Z. V. D. I. 1902.

Die einseitige Wandstärke f von Bronzeschalen ist etwa

$$f = 0{,}3 \text{ cm} + 0{,}07 \, d_z, \quad \ldots \quad 266)$$

die Schulter an der Bronzeschale sei einseitig, etwa

$$a = 0{,}1 \text{ cm} + 0{,}1 \, f. \quad \ldots \quad 267)$$

Die einseitige Wandstärke der Gußeisenlagerschalen (ohne Ausguß) ist beiläufig (Fig. 319)

$$f = 0{,}6 \text{ cm} + \frac{d_z}{8} \text{ bis } \frac{d_z}{6}, \quad \ldots \quad 268)$$

wozu noch der Weißmetalleinguß von

$$c = 0{,}5 \text{ cm} + \frac{d_z}{40} \text{ bis } \frac{d_z}{15} \quad \ldots \quad 269)$$

kommt. Die Schwalbenschwänze des Eingusses sind

$$e - c = \sim 0{,}8 \text{ cm bis } 1{,}5 \text{ cm}, \quad \ldots \quad 270)$$

$$m = 2{,}5 \text{ cm}. \quad \ldots \quad 271)$$

Das Stück q ist bei kugeligen Schalen (Fig. 317) etwa $^1/_3 \, l_z$, bei zylindrischen (Fig. 319) ca. $^1/_4 \, l_z$. g (Fig. 317 und 319) ist etwa $0{,}4 \, l_z$. Der Schmierringdurchmesser sei $1{,}5 \, d_z + 2$ cm, der Querschnitt 3×6 bis 5×20 mm.

Die Deckelschrauben werden durch einen aufwärts gerichteten Lagerdruck maximal auf Zug beansprucht. Werden zwei Stücke vorgesehen, so sei ihr Durchmesser δ etwa (δ auf Achtelzoll abrunden)

$$\delta = 0{,}2 \text{ cm} + 0{,}23 \, d_z, \quad \ldots \quad 272)$$

bei vier Stück ($d_z > 250$ mm)

$$\delta = 0{,}3 \text{ cm} + 0{,}16 \, d_z \quad \ldots \quad 273)$$

oder allgemein bei i Schrauben

$$\delta = 0{,}3 \text{ cm} + \frac{0{,}35}{\sqrt{i}} \, d_z \quad \ldots \quad 274)$$

Das Gewinde der Deckelschrauben in Gußeisen sei $2 \, \delta$ bis $3 \, \delta$ lang.

Die Deckelstärke sei maximal etwa 0,4 bis 0,5 d_z.

Der Durchmesser der Fixierschraube f (Fig. 323) ist etwa 0,4 cm + 0,1 d_z. Oelstand und Oelabfluß haben Durchmesser von $^1/_4$″ bis 1″ je nach Größe der Maschine, ebenso variiert die Stärke des Prisonstiftes p (Fig. 330) von 3 bis 25 mm.

Die Fußschrauben eines Stehlagers zum Aufschrauben auf der Grundplatte sollen einen Durchmesser δ' haben:

$$\delta' = 0{,}3 \text{ cm} + 0{,}24 \, d_z \quad \ldots \quad 275)$$

bei einer Schraube pro Seite (Fig. 352), und

$$\delta' = 0{,}4 \text{ cm} + 0{,}27 \, d_z \quad \ldots \quad 276)$$

bei zwei Schrauben pro Seite (Fig. 330), für $d_z > 100$ mm.

Eine Sohlplatte unter einem Stehlager soll 0,4 bis 0,7 d_z dick sein. Die Wandstärke h (Fig. 328) von Stehlagern (Lagerböcken) sei ungefähr

$$h = 0{,}5 \text{ cm} + 0{,}10\, d_z \text{ bis } 0{,}6 \text{ cm} + 0{,}14\, d_z \quad . \quad . \quad . \quad 277)$$

und $l = \sim 0{,}5\, d_z$.

Der Abstand A der Fußschrauben (Fig. 38) sei

$$A = 3\, d_z + 0{,}45\, H, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 278)$$

der Abstand B sei

$$B = \sim d_z + 0{,}25\, H, \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 279)$$

tg α (Fig. 329) sei 0,25 bis 0,15 und tg β = 0,05 bis 0,10; i (Fig. 328) = 0,6 h bis h.

Die Stärke der Fundamentschrauben von Bocklagern kann sein

$$\delta'' = 0{,}1 \text{ cm} + 0{,}33\, d_z \text{ bei zwei Schrauben}, \quad . \quad . \quad 280)$$

$$\delta'' = 0{,}2 \text{ cm} + 0{,}23\, d_z \text{ bei vier Schrauben}. \quad . \quad . \quad . \quad 281)$$

Man hat Vorrichtungen zu treffen, daß Deckelschrauben nicht in das Innere des Lagers hineinfallen oder daß sie leicht wieder herausgeholt werden können. Das Gleiche gilt bezüglich der Fußschrauben.

Die Schlitze zum Einbringen der Schmierringe seien oben etwa zweimal so breit wie die Ringe selbst, die Länge der Schlitze im Lagerdeckel kann man gleich der doppelten Breite machen.

Die Maße der Lagerschilder (Fig. 345 bis 347) kann man folgendermaßen wählen (in mm):

Zapfen-durchmesser d_z	Arm $a \times e \times c$	Haube h	Flantsch[1] f	Schrauben Zahl	Schrauben Durchmesser	Lager-wandstärke[2] l
30	50 × 30 × 6	7	15	4	12	6
40	70 × 40 × 7	8	18	8	14	7
55	90 × 50 × 7	9	20	8	17	7
75	100 × 60 × 9	10	25	8	17	9

Die Zahl der Schrauben zum Befestigen der Lagerschilder soll ein Vielfaches von 4 sein, damit die Maschinen durch einfaches Verdrehen der Schilder auf dem Boden, an der Decke oder seitlich an der Wand montiert werden können.

Für die Lagerbügel (Fig. 323) gelte folgender Anhaltspunkt:

d_z	Arm $m_1 \times m_2 \times m_3$	Flantsch m_4	Schrauben Zahl	Schrauben Durchmesser
40	90 × 50 × 10	18	4	14

[1]) Ansatz ca. 5 mm.

[2]) In der Mitte jedoch = $\sim 0{,}4\, d_z$.

Stiftschrauben zur Befestigung der Lagerdeckel und der Lagerschilder, oder allgemeiner aller Stiftschrauben, haben den Nachteil, daß sie beim Abbrechen nur schwer zu ersetzen sind. Ueberdies ist Gewinde in Gußeisen häufig unzuverlässig, auch wenn man es zwei- bis dreimal solange wie den Durchmesser wählt. Wenn Stiftschrauben auch in der ersten Herstellung gewöhnlich etwas billiger werden, sollte man doch überall nach Möglichkeit Kopfschrauben mit Muttern anwenden.

66. Lager für sehr raschlaufende Zapfen[1]).

Bei Maschinen, welche mit 1000 bis 3000 Umdrehungen laufen und Anker oder Schwungmassen mit Gewichten von mehreren Tonnen zu tragen haben, kommt der Konstrukteur zu stark widersprechenden Bedingungen. Einerseits soll die Welle genügend stark und steif sein (großer Zapfendurchmesser), die spezifische Belastung k des Lagers darf ein gewisses Maß nicht überschreiten, um dem Oel die Möglichkeit zu wahren, dauernd die volle Tragfläche zu benetzen (großer Durchmesser und große Länge des Zapfens); für Vermehrung der ausstrahlenden Oberfläche und damit zur Reduktion der Uebertemperatur sind großer Durchmesser und große Länge ebenfalls günstig; anderseits soll die Umfangsgeschwindigkeit möglichst gering sein, damit die Reibungsarbeit in der Zeiteinheit klein bleibt und sich die Gefahr der Zerstörung der Lauffläche oder des Anfressens des

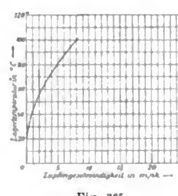


Fig. 365.

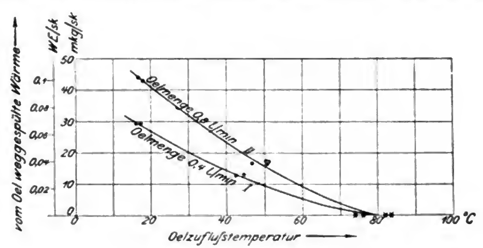


Fig. 365 a. Stahl auf Weißmetall.

Lagerzapfens vermindert (kleiner Zapfendurchmesser). Die Baulänge der Laufzapfen soll gering sein, damit die Sicherheit besteht, daß der Zapfen wirklich auf der ganzen Länge aufliegt und trägt (kurze Lagerschale).

[1]) Nach Lasche, Z. V. D. I. 1902.

Diese widersprechenden Forderungen führen unter Umständen zur Verwendung **künstlicher** Lagerkühlung durch

1. Luftzug (schon durch den rotierenden Anker),
2. Wasserzirkulation im Lagerkopf,
3. Oelzirkulation (meist von unten oder seitlich unten eingepreßt).

Alle künstliche Kühlmittel sind unter einem gewissen, allerdings ziemlich geringen Drucke durch das Lager zu treiben. Lasche hat Versuche mit künstlicher Kühlung (nach 3) bei $v_z = 30$ m/sek. ($k \leq 15$ kg/c²) angestellt. Die künstliche Kühlung sollte mindestens so energisch sein, daß die Lagertemperatur 100° nicht überschreitet. Die Lagerreibungs-

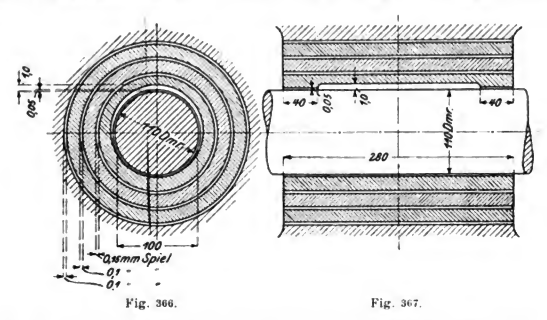


Fig. 366. Fig. 367.

arbeit A_R (in mkg/sek.) eines durch zirkulierendes Oel gekühlten Lagers wird teilweise durch Ausstrahlung (A_s) und teilweise durch das Oel (A_0) abgeführt:

$$A_R = A_s + A_0 = a_s \,.\, \pi\, d_z\, l_z + \frac{Q\,(t_2 - t_1)}{60}\, 0{,}288 \,.\, 428, \quad 282)$$

wenn Q Liter Oel pro Min. zirkulieren, das Oel mit $t_1{}^0$ zu- und mit $t_2{}^0$ abfließt. Dabei ist die Zapfentemperatur etwas größer als t_2, = ca. 1,25 t_2; a_s siehe Fig. 304. Aus der in Fig. 365 entworfenen Beziehung zwischen Lagertemperatur und Zapfengeschwindigkeit v_z, die von Lasche für Ringschmierlager ohne künstliche Kühlung zusammengestellt ist, kann man für jeden Fall ersehen, ob man noch ohne künstliche Kühlung durchkommen kann oder nicht. Läßt man z. B. äußerst 100° (also + 70°) zu, so darf die Zapfengeschwindigkeit 8 m/sek. keinesfalls überschreiten oder es ist künstlich zu kühlen[1]). Die Lagerdrücke

[1]) Eine derartig an der Grenze liegende Type ist z. B. ein 600 PS-Motor bei 1000 Touren, wobei allerdings schon Lagertemperaturen von 70° und mehr zu erwarten sind, obwohl die kräftige Ankerventilation auch auf die Lager kühlend wirkt.

k der Fig. 365 bewegten sich zwischen 2 und 15 kg/c². Der Wirkungsgrad künstlicher Kühlung ist um so größer, je geringer die Oelzuflußtemperatur ist, wie dies aus Fig. 365a (nach Lasche) leicht zu ersehen ist. Wassergekühlte Lager haben gegenüber Oelzirkulation den Vorteil, daß bei gleichem Temperaturunterschied Wasser mehr als dreimal so viel Wärme abführen kann als Oel, aber die Wärmeabfuhr ist weniger direkt. Ein wassergekühlter Lagerkopf für eine von Fischer-Hinnen entworfene Maschine für 1000 PS 360 Touren ist in Fig. 349 bis 351 wiedergegeben [1]). Die Kühlung von Ringschmierlagern läßt sich schon durch Einbau großer Oelkammern oder durch Einlegen von Wasserkühlschlangen in die Oelkammern verbessern.

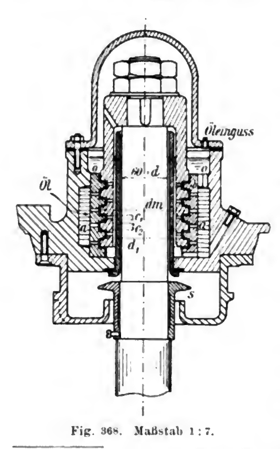


Fig. 368. Maßstab 1 : 7.

Für Turbinendynamos, bei denen die Welle sich selbsttätig in die Gravitationsachse einzustellen in der Lage sein muß, verwenden verschiedene Fabrikanten das Dreischalenlager, Fig. 366 und 367, das zu einer A. E.-G.-Dynamo von 400 KW und 3000 Touren gehört. Die drei Schalen liegen mit dem eingeschriebenen Spiel ineinander, nehmen aber an der Rotation nicht teil; zwischen die Fugen wird von unten Oel gepreßt, das dauernd zirkuliert [2]). Bei großen Turbodynamos verwenden

[1]) Nach der Kurve Fig. 365 ließe sich allerdings dieses Lager noch mit Ringschmierung befriedigend bauen.

[2]) Lasche sagt Z. D. I. 1902: Die Bedeutung dieses Dreischalenlagers bei schnell rotierenden Massen liegt einmal im Abdämpfen wuchtender Massen, zweitens aber gestattet es eine weit kräftigere Kühlung als das übliche Einschalenlager. Eine Welle soll von ihren Lagern getragen und geführt werden, jedoch ohne Zwängen, und ohne daß Gefahr besteht, es könnten örtliche Ueberanstrengungen des Materials und örtliche Erhitzungen bei auch nur geringem Schlagen oder Durchfedern der Welle auftreten. Bei schnell umlaufenden Wellen und Massen gerät auch bei steif konstruierten Wellen unvermeidlich das ganze System in Schwingungen, und es ist erforderlich, daß die Lager in gewissem Umfange nachgeben. Bei sehr hohen Umdrehungszahlen ist es aber ausgeschlossen, der Welle in der Lagerschale selbst mehr als etwa 0,05 mm radiales Spiel zu geben. Durch Verwendung mehrerer ineinander gebetteter und nicht umlaufender Schalen kann jedoch dieses Spiel gut auf das Zehnfache und mehr gebracht werden, vorausgesetzt, daß das ganze System mit Preßöl gespeist wird. Dann ist auch eine abgedämpfte Nachgiebigkeit der Lagerschale gegenüber den Verbiegungen und Bewegungen der Welle gewährleistet.

Brown, Boveri & Co. Kugellager (kugelige Schalen) mit Wasserkühlung; andere Turbinenbauer benutzen gewöhnliche Ringschmierung mit großen, eventuell gekühlten Oelkammern. Als Oelreservoir für das Preßöl läßt sich bequem die Maschinengrundplatte ausbilden. — Eine Reduktion der Umfangsgeschwindigkeit raschlaufender Zapfen ist dadurch möglich, daß man dieselben auf Zapfen lagert, die in gleichem Sinn mit etwa halber Geschwindigkeit rotieren.

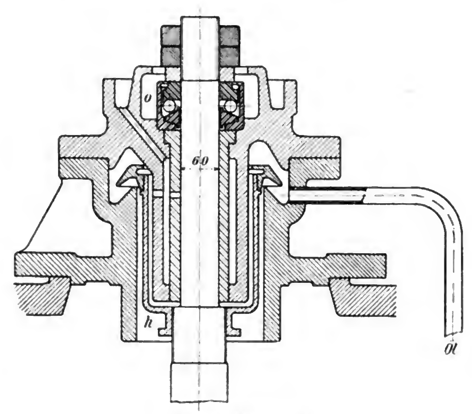


Fig. 369. Maßstab 1 : 8.

67. Spurzapfen und Spurlager.

Für direkte Kupplung von Dynamos mit Dampf- und Wasserturbinen, deren Welle vertikal laufen[1]), ferner bei direktem Antrieb von Kreiselpumpen wird es notwendig, die Dynamos mit Spurlagern[2]) und außerdem mit besonderen Führungslagern auszurüsten. Fig. 368 zeigt ein oberhalb des Elektromotors liegendes Kamm- und Führungslager der Union E.-G. Berlin und Fig. 369 ein für solche Fälle sehr geeignetes Kugelstützlager der Anglian Engineering Co. Stonemarkes, Suffolk. Fig. 370 und 371 stellen eine von der Cie. de l'Industrie Electrique Genf für Chèvres gebaute, vertikale (hydraulische) Turbodynamo dar; oben ist

[1]) Man sollte mehr und mehr, von ganz geringen Gefällen abgesehen, für Wasserturbinen horizontale Wellen anstreben.

[2]) In Industrie électrique 1903, 10. April findet man eine ganze Reihe Generatoren und Motoren mit vertikaler Welle abgebildet (Belforter Maschinenfabrik).

ein Führungslager[1], das Stützlager mit einem zweiten Führungslager liegt unterhalb der Dynamo. Die Maschine leistet 4000 Amp., 208 Volt bei 120 Touren. Zum raschen Stillsetzen ist eine Bandbremse vorgesehen.

C. E. Brown hat seine Dynamo mit vertikaler Welle (Schirmtype) meist so ausgeführt, daß sich oberhalb des rotierenden Dynamoankers

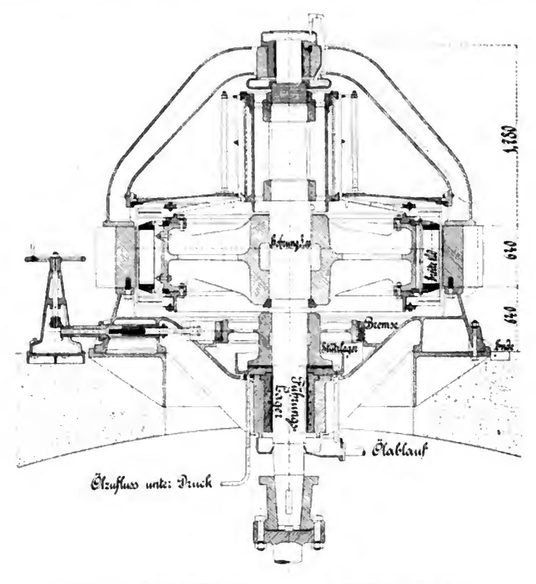


Fig. 370. Turbodynamo der Cie. de l'Industrie Electrique Genf.

kein Lager befindet, was die Montage und Demontage sehr erleichtert. Die Arme des rotierenden Ankers gehen dabei schirmartig in die Höhe nach der Nabe, unter welcher das Führungslager angebracht wird. (Siehe Bd. II Wechselstromgeneratoren sowie Handbuch der Elektrot. Bd. IV, Niethammer, Fig. 555.)

[1]) In die Welle ist oben ein Gewinde zum Einschrauben einer Tragöse eingeschnitten. In Fig. 370 ist statt Ende „Erde" zu setzen.

Für den vollständig ebenen Spurzapfen mit dem Durchmesser d ist der zulässige Druck (Tiegelstahl auf Bronze)[1]):

$$R = 0{,}8\, d^2 k \leq 50\, d^2, \quad \ldots \ldots \quad 283)$$

für $u > 100$

$$R \leq \frac{5000}{u} d^2, \quad \ldots \ldots \quad 284)$$

und wegen Erwärmung

$$d > \frac{R u}{w}, \quad \ldots \ldots \quad 285)$$

$$w < 40\,000.$$

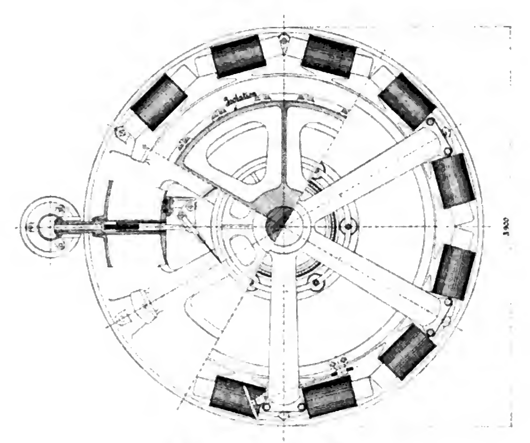


Fig. 371. Draufsicht von Fig. 370.

Für den Ringzapfen mit den Durchmessern d_2 (außen) und d_1 (innen) ist

$$R = 0{,}8\,(d_2{}^2 - d_1{}^2)\, k;\ d_2 - d_1 > \frac{R u}{w}, \quad \ldots \quad 286)$$

und für Kammzapfen (Fig. 368) bei Stahlringen auf Bronze, sofern d_m der mittlere Durchmesser der Laufflächen, $d_m = \frac{1}{2}(d_2 + d_1)$ und b die radiale Breite der Lauffläche ist, $b = \frac{1}{2}(d_2 - d_1)$

[1]) Für Turbinenspurlager (voller Kreis) schwankt k bei u = 140 bis 500 zwischen 80 und 30 kg/c², v_z am äußeren Rand zwischen 0,3 und 4,5 m/sek., $k\,v_z$ zwischen 25 und 150. Radinger setzt $d = 0{,}15\sqrt{R u}$ und $d_2 - d_1 = \frac{R u}{600\, k \,.\, v_z}$ (Ringzapfen).

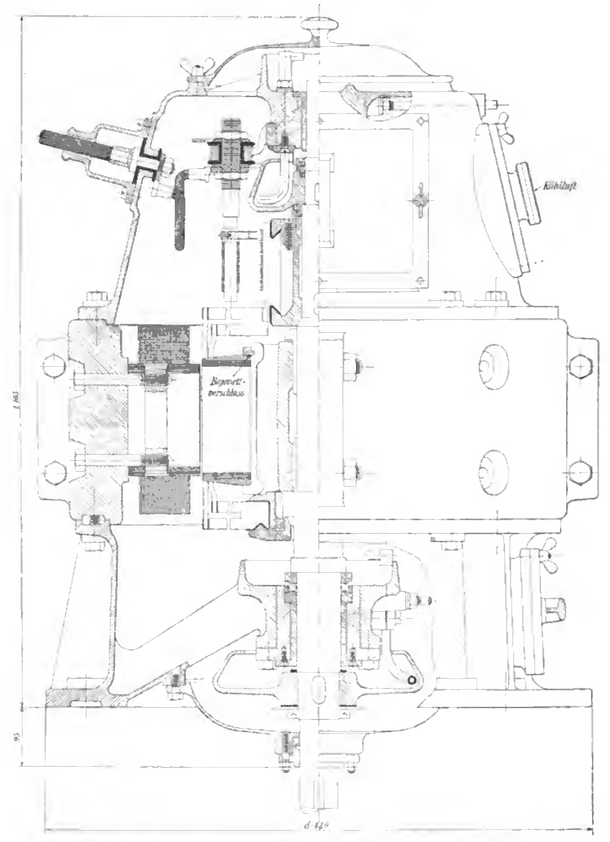


Fig. 372. Dockpumpenmotor der Cie. de l'Industrie Electrique Genf.

$$R = \pi\, d_m\, b\, i\, k \quad \ldots\ldots\ldots \quad 287)$$

$$b\,.\,i > \frac{R\,u}{w} \quad \ldots\ldots\ldots \quad 288)$$

$$w < 20\,000.$$

Es ist zu empfehlen

$$b\,i = \frac{R\,u}{1500}.$$

i Zahl der tragenden Ringe, wobei k kleiner als für den einfachen Spurzapfen (nur 0,3 bis 0,5 obigen Wertes) zu setzen ist; zweckmäßig ist $k \leq \frac{8000}{\pi u} \frac{c_2}{d_m}$ für Stahlzapfen; die axiale Ringhöhe c_2 (Fig. 368)

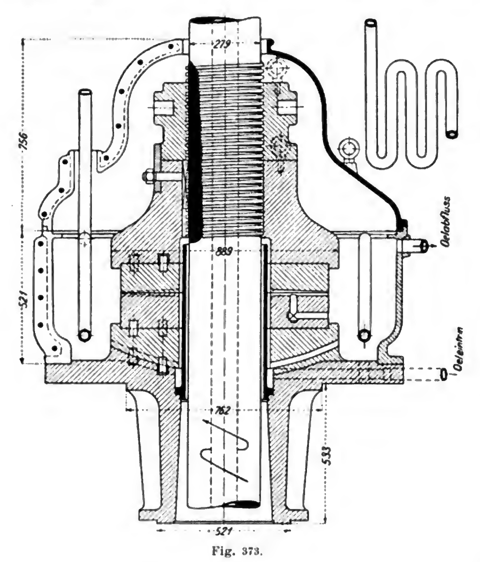


Fig. 373.

sei $c_2 = \sim b$; $b = 0{,}1$ bis $0{,}15\ d_m$ oder $= 0{,}3^c + 0{,}7\sqrt{d_1}$; c_1 (Fig. 368) gleich oder etwas $> c_2$;

$$i \geq \frac{R\,u}{8000\,b\,c_2}.$$

In den Spurtopf (Fig. 370 und 373) legt man eine Spurplatte aus Stahl oder Bronze von der Dicke $\geq \sim 0{,}6^c + 0{,}15\ d_1$; die Drehung wird durch einen Prisonstift verhindert[1]).

Das Oel des Kammlagers (Fig. 368) fließt von dem Oeltrog durch die verschiedenen Ringe und dann nach innen zu der Lagerschale des

[1]) Siehe Bach, Maschinenelemente.

Führungslagers und nach außen zu dem Behälter a, von wo es wieder nach o zurückkehrt. s ist ein Oelspritzring, der das Oel vom Kollektor und Motoranker fernhält. Den ganzen Motor, dessen oberes Lager in Fig. 369 detailliert ist, findet man in Niethammer, Mod. Gesichtsp. für den Entwurf elektr. Maschinen und Apparate, Fig. 86.

Der ganze Zusammenbau eines 15 PS-Dockpumpenmotors mit vertikaler Welle, von der Cie. de l'Industrie Electrique für die russische Marine gebaut, ist aus Fig. 372 ersichtlich.

Die Stützlager schwerer Turbinengeneratoren werden häufig mit Oel unter hohem Druck (10 und mehr Atmosphären), siehe z. B. Fig. 373

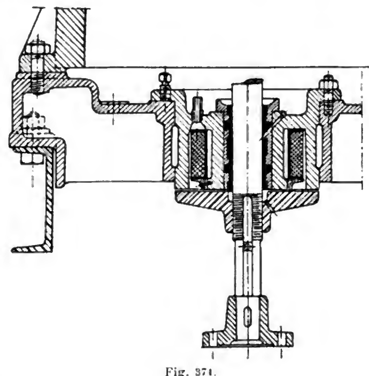


Fig. 371.

der 5000pferdigen Niagaramaschinen [1]), sowie Fig. 370, oder aber auch magnetisch entlastet (Fig. 374) [2]). Diese letzte Methode hat allerdings keine große Verbreitung gefunden. — Der Stützzapfen Fig. 375 (nach Bach, Maschinenelemente) für 5000 Touren hat zur Erhöhung der Oelzirkulation eine Hebeschnecke.

Auch Wasserkühlschlangen legt man in die Oeltöpfe von Spurlagern mit Zapfen von hoher Umlaufsgeschwindigkeit. — Ein origineller wassergekühlter Pumpenmotor mit vertikaler Welle ist der Maschinenfabrik Oerlikon im D. R.-P. 146154 geschützt: Die Kreiselpumpe a wird durch einen darüberliegenden Elektromotor angetrieben, dessen Polgehäuse doppelwandig ist und einen ringförmigen Hohlraum bildet. Letzterer ist durch rohrartige Leitungsstücke mit der Pumpe a und durch ein bügel- oder glockenförmiges Leitungsstück mit der Steigleitung verbunden. Der Polring des Elektromotors wird durch den von dem gepumpten Wasser durchflossenen Hohlraum energisch gekühlt, ohne daß der Motor durchnäßt wird.

[1]) 250 Touren per Minute.

[2]) Nach Fischer-Hinnen.

Ein normales Stützkugellager der deutschen Waffen- und Munitionsfabrik ist in Fig. 376 abgebildet. Der stillstehende Ring erhält dabei eine kugelförmige Auflagefläche. Wenn seitliche Drücke auftreten können, werden beide Laufbahnen rillenförmig ausgebildet oder man bringt noch ein Halslager bezw. ein zweites Kugellager für diesen Seiten-

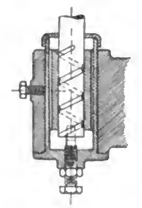


Fig. 375.

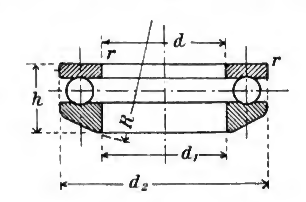


Fig. 376.

druck an (Fig. 377). Die zulässige Belastung dieser Stützkugellager schwankt von $P = 150\,d^2$ bei $u = 10$ bis $P = 8\,d^2$ bei $u = 3000$.

Die Wellen vertikaler Dynamos und Elektromotoren sind auf Zug und Torsion (entspr. Gl. 243) bezw. auf Druck, Knickung[1]) und Torsion zu berechnen.

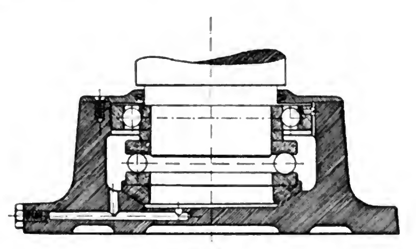


Fig. 377.

Es ist übrigens beachtenswert, daß die Curtis-Dampfturbine mit vertikaler Welle gebaut wird, zu unterst steht die Turbine, darüber der elektrische Generator (Fig. 378)[2]). Die Schwierigkeit der Lagerkonstruktion bei solch hohen Tourenzahlen

[1]) Die zulässige Knickbelastung ist

$$P = \frac{1}{S} \cdot 10 \frac{\Theta}{\alpha\, l^2} = \sim 60\,000 \frac{d^4}{l^2}.$$

S = Sicherheitskoeffizient (10 bis 25), l Wellenlänge zwischen den zwei Führungslagern, Θ Trägheitsmoment, d Wellendurchmesser, α = Dehnungskoeffizient = 1 : 2000000.

[2]) Für 5000 KW 500 T.

wird hiebei dadurch etwas gemildert, daß der rotierende Teil magnetisch entlastet werden kann. Für Montage und Demontage ist allerdings die vertikale Anordnung weniger bequem als die horizontale.

In gewissen Fällen genügt zur Aufnahme achsialer Drucke von horizontalen Wellen die an den Zapfen vorgesehene Schulter nicht (z. B. bei direkt gekuppelten Ventilatoren). Man hat dann entweder

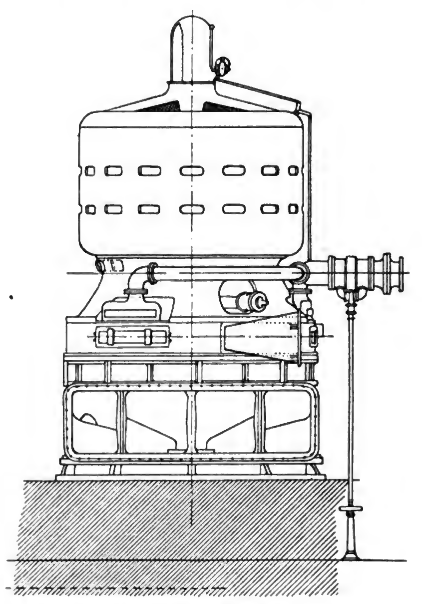


Fig. 378. Curtis-Turbine.

ein Kammlager vorzusehen (siehe die Flachringmaschine von Schuckert S. 47) oder eine sog. Druckspitze (Fig. 379) mit justierbarer Schraube. Die Pfanne p wird zweckmäßig dauernd durch einen Oeltropfer etwas geschmiert. Man kann auch ein Kugeldrucklager (Fig. 380) vorsehen oder auf die Welle einen Bund (Ring) aufschrauben, der gegen die Lagerschale stößt. Die Befestigungsschrauben solcher Ringe, auch eventuell erforderliche Trennfugenschrauben geteilter Ringe, sind völlig einzulassen.

68. Elektrischer Widerstand von Lagern.

Nicht ohne Interesse für elektrische Maschinen ist der elektrische Widerstand[1]) und die elektrische Kapazität von Lagern. Kennelly und Adams fanden an einer Dynamo mit normal 1800 Touren, daß der Isolationswiderstand bei Stillstand = Null ist, bei Tourenzahlen über 100 ergaben sich pro Lager ca. 10 Megohm oder 1000 Megohm pro c^2 Oelschicht. (Messung mit 120 bis 500 Volt Gleichstrom, bei Messungen mit 1600 Volt Wechselstrom ergab sich ein wesentlich geringerer Widerstand, der sich aus der Kapazität der Lager erklärt.) Dieser Widerstand ist allerdings eine äußerst variable Größe, sonst könnte er speziell bei Maschinen mit hoher Tourenzahl als Kriterium für die Güte der Schmierung benützt werden.

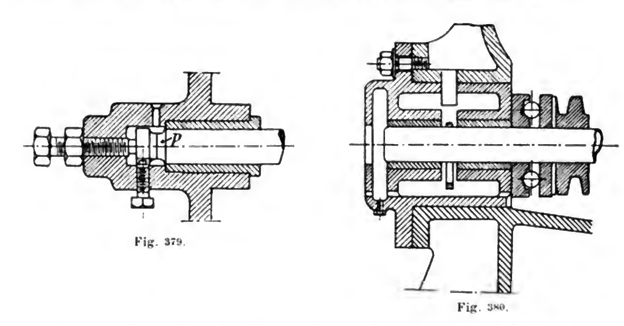


Fig. 379. Fig. 380.

Die Kapazität der Lager, die allerdings mehr bei Wechselstrommaschinen hoher Spannung in Erscheinung tritt, wirkt folgendermaßen: Die Ankerwicklung ist die eine Belegung (I). das Ankereisen samt Welle die andere (II), dazwischen liegt die Wicklungsisolation. I hat nun stets mehr oder minder Erdschluß, ist also mit dem Gehäuse, d. h. mit dem Maschinengestell und den Lagerböcken in leitender Verbindung, so daß sich I und II im Lagerzapfen und in der Lagerschale gegenüberstehen, getrennt durch die Oelschicht, durch die eventuell Ladeausgleiche erfolgen, welche Welle und Schale angreifen. Dieser Ausgleich läßt sich entweder durch isolierte Aufstellung der Maschine oder der Lagerböcke hintanhalten.

69. Schmiermittel.

An die verschiedenen Schmiermittel sind folgende Anforderungen zu stellen (Hütte I):

- Gewährleistung eines kleinen Reibungskoeffizienten;
- möglichst große Schlüpfrigkeit (die Schmiere muß um so klebriger sein. je größer der Flächendruck ist);
- hinreichend flüssige Beschaffenheit (gleichmäßige Verteilung des Schmiermittels über die ganze Zapfenfläche und doch kein zu rasches Ablaufen);
- möglichste Unveränderlichkeit gegenüber der Einwirkung der Luft und gegenüber Druck- und Temperaturänderungen;

[1]) El. World 1903, Nr. 6.

völlige Säurefreiheit;
Reinheit von festen Beimengungen;
Kältebeständigkeit;
Wasserfreiheit;
geringer Kostenaufwand.

Es kommen in Frage: Pflanzenöle (Rüböl, Olivenöl);
Tierfette (Talg);
Mineralöle;
Gemische von Fetten und Oelen, sog. konsistente Schmierung;
Graphit.

In der Regel werden für elektrische Maschinen flüssige Schmiermittel (Oele) verwendet.

Riemen, Seilscheiben, Kupplungen etc. siehe am Schluß des konstruktiven Teils.

XV. Ankerkörper.

70. Aktiver Eisenkörper.

Der aktive Eisenkörper besteht aus gut ausgeglühten Weicheisenblechen von 0,3 bis 0,8 mm Dicke, am üblichsten ist für Gleichstrom 0,5 mm. Die Bleche sind durch dünne Papierzwischenlagen von etwa 0,03 mm Dicke oder durch ebenso dünne Lack-[1]) bezw. Oxydschichten

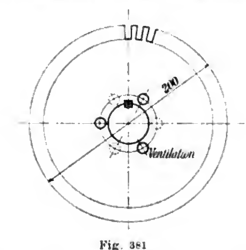


Fig. 381

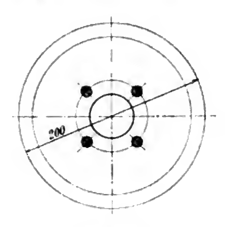


Fig. 382.

voneinander isoliert. Bis zu einem Außendurchmesser von etwa 1,2 m verwendet man volle Blechringe (Fig. 381 bis 386), darüber Segmente (Fig. 387 bis 396) von 400 bis 1200 mm maximaler Sehne. Um dem Ankerkörper eine gewisse Steifigkeit zu geben, legt man als Endbleche auf beiden Seiten und an den Ventilationskanälen einige Stück Bleche von 1 bis 3 mm Dicke ein (Fig. 397).

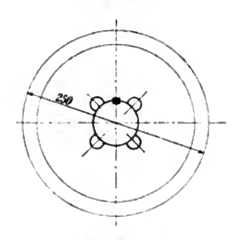


Fig. 383.

In die Bleche werden die Keilnuten, eventuell auch Bolzenlöcher, ferner Nuten für die Ankerwicklung oder auch für Treibstützen bei glatten

[1]) Asphaltlack oder auch Kali-Wasserglas.

Ankern gleich eingestanzt. Nicht selten geschieht das Stanzen der Bleche in zwei Operationen, erst die Umrisse der Bleche ohne Nuten und dann die einzelnen Nuten nacheinander. Verschiedene Firmen fräsen die Nuten, wogegen bei kleinen Periodenzahlen der Magnetisierung nicht viel einzuwenden ist [1]). Bei hohen Periodenzahlen entstehen jedoch in den durch den Fräser verschmierten Nutflächen u. a. be-

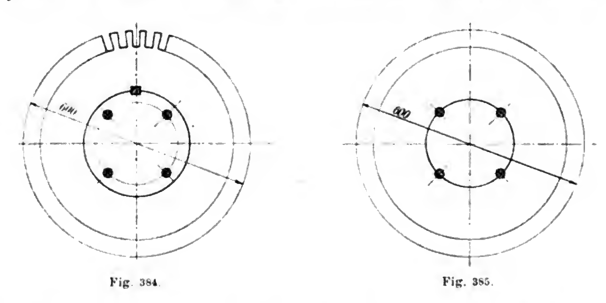


Fig. 384. Fig. 385.

trächtliche Wirbelströme. Das Fräsen ist auch nur bei ganz offenen glatten Nuten ohne jegliche Kerbe (z. B. für einen Keil) angängig. Besonders bei hohen Periodenzahlen und hohen Induktionen (Zähne) ist es von größter Wichtigkeit, das Verschmieren der Blechoberfläche durch Feilen, Fräsen oder Stanzgrat sorgfältig zu vermeiden, da andernfalls ganz unzulässige Verluste auftreten.

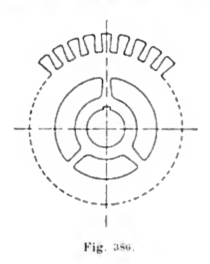


Fig. 386.

Die Ankernuten haben zahlreiche Formen, wie aus Fig. 31 und 31a (S. 21 erster Teil), sowie aus Fig. 395 und 396 bis 404 zu ersehen ist. Zahnstärken unter 3 mm sind zu vermeiden. Bei glatten Ankern hat man in die Bleche alle 100 bis 300 mm sog. Treibhörner von etwa 5 mm Dicke einzuschieben (Fig. 92a, S. 52 erster Teil).

Die Ankerbleche werden entweder direkt auf die Welle geschoben (kleine Typen) oder auf eine Ankerbüchse (Ankernabe), auf einen Armstern oder ein Ankerrad.

Einen Anker, dessen Bleche direkt auf der Welle aufgebaut sind, zeigt Fig. 312 sowie Fig. 405 und 406, die Bleche Fig. 381 bis 383 passen ebenfalls hiezu. Diese Konstruktion sollte man tunlichst vermeiden, da

[1]) Sofern scharfe Fräser verwendet werden.

es nicht möglich ist, den Anker bei defekter Welle für sich von der Welle herabzuziehen, er muß ganz demontiert werden. Auch ist die

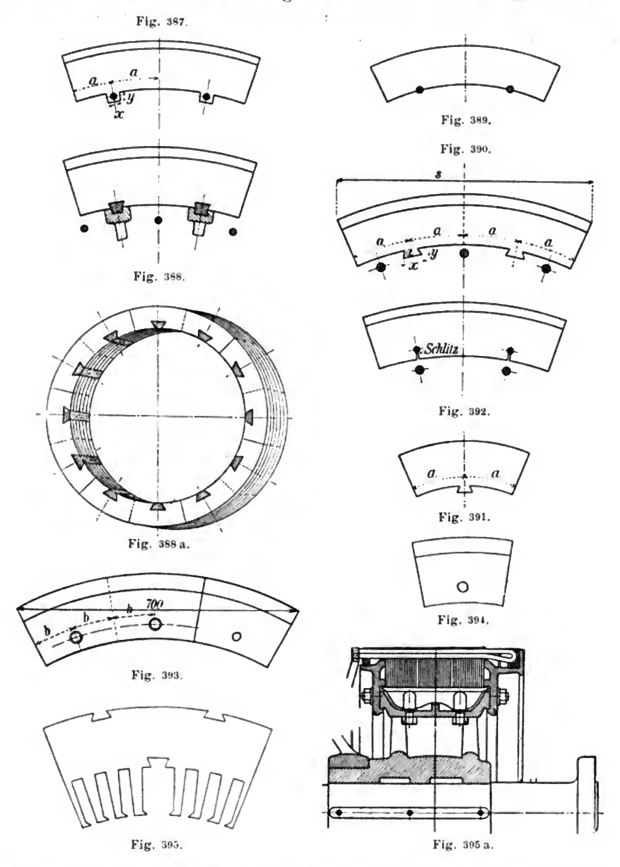


Fig. 387. Fig. 388. Fig. 388 a. Fig. 389. Fig. 390. Fig. 391. Fig. 392. Fig. 393. Fig. 394. Fig. 395. Fig. 395 a.

Beanspruchung der Welle und die Anordnung der Ventilation ungünstiger als bei Anwendung einer Gußeisennabe. Bei direkt aufgeschobenen Blechen kann man allerdings den Ankereisenquerschnitt größer und

damit die Ankerinduktion kleiner halten, was bei kleinen Typen nicht ohne Bedeutung ist. Spart man jedoch die in Fig. 381 und 386 gezeichneten achsialen Ventilationslöcher aus, die natürlich sehr zu empfehlen sind, so geht dieser Vorteil größtenteils wieder verloren. Nach dem Aufbau von je 40 bis 80 mm Ankerbreite legt man stärkere Isolationsringe aus Preßspan und in der Regel radiale Ventilationskanäle[1]) von

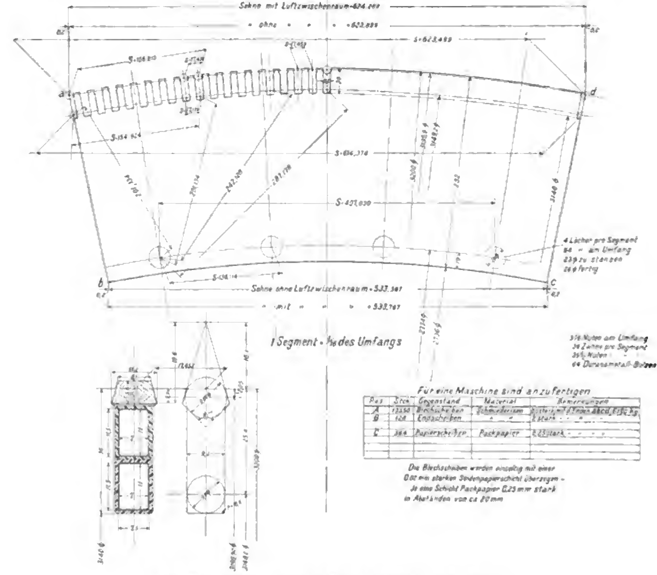


Fig. 396. Segmentschnitt der Allg. Elektr.-Ges. Berlin.

6 bis 25 mm Breite ein (6 mm bei kleinen Typen, 10 bis 15 mm bei großen). Bei Maschinen mit Nabe und Armstern lassen sich einfach im Ankerkörper Zuflußöffnungen zu diesen radialen Kanälen aussparen, bei auf die Welle aufgeschobenen Blechen hat man in diesen die achsialen

[1]) Eine besondere Kühleinrichtung ähnlich der Fig. 273, Band I, 1, findet sich im D. R.-P. 144107 von Siemens & Halske. — Am wirksamsten sind unstreitig die Kanäle an beiden Enden des Ankerkörpers, zweckmäßig versieht man die Endflansche mit ausgiebigen Ventilationsrippen. Bei kleinen Maschinen sind innen liegende Kanäle (Fig. 406) meist überflüssig.

Kanäle (Fig. 381, 386 und 406) auszusparen, die für die Teile links und rechts vom radialen Kanal versetzt sind, um ein direktes Durchblasen der Luft in achsialer Richtung hintanzuhalten. Diese achsialen Löcher (3 bis 8 pro Blech) haben 15 bis 30 mm Durchmesser und sollten einen totalen Querschnitt $\geq$ als die radialen Kanäle haben. Die Distanz der Kanäle wird durch Druckfinger oder sog. Ventilationsstücke, die besonders auch die Zähne zu stützen haben, festgelegt. Solche Distanzstücke (Fig. 407 bis 413), die ebensoviele Finger haben sollen, als Zähne

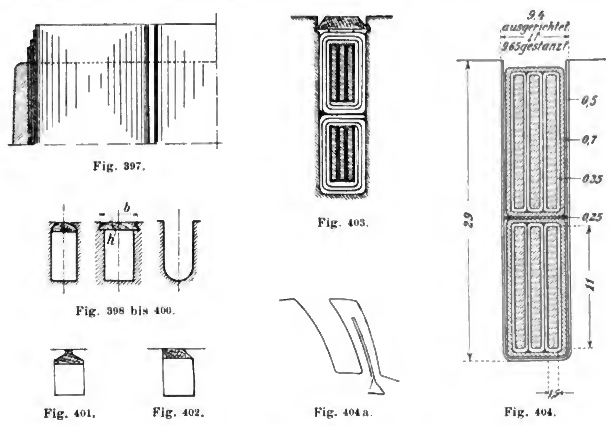


Fig. 397. Fig. 398 bis 400. Fig. 401. Fig. 402. Fig. 403. Fig. 404 a. Fig. 404.

vorhanden sind, bestehen aus Messingguß (Fig. 408 bis 411), Temperguß, rechteckigen Messingröhren (Fig. 407 von Siemens & Halske, Wien) oder sie werden aus dünnem Eisenblech gepreßt bezw. gestanzt (Fig. 412 und 413). Man nietet sie mittels Kupfernieten auf die Endbleche auf. Die Distanzstücke sollen einen möglichst großen, freien Luftquerschnitt schaffen, müssen also durchweg gute Distanz halten und selbst nicht zu voluminös sein. Staffelförmig ausgebildete Druckfinger, die hauptsächlich die Zähne vor dem durch mechanische und magnetische Kräfte bedingten Ausbiegen schützen sollen, sind in Fig. 397 gezeichnet. Nach dem Zusammenbau soll an den Blechen möglichst nichts mehr gefeilt und gedreht werden. Der Ankereisenkörper wird in der Regel zwischen zwei Gußeisenflanschen gefaßt. In Fig. 405 mit direkt auf der Welle liegenden Blechen legt sich ein Flantsch gegen einen Ansatz der Welle, der andere wird durch eine auf die Welle geschraubte Mutter[1]) fest-

[1]) Eine ähnliche Welle siehe Fig. 312.

gepreßt. Statt der Mutter kann man auch Stifte (Fig. 406) oder durchgehende Bolzen zwischen den Flantschen (Fig. 382) oder kolbenringartige Sprengringe (Fig. 414 und 415) oder Schrumpfringe (Fig. 416) zur

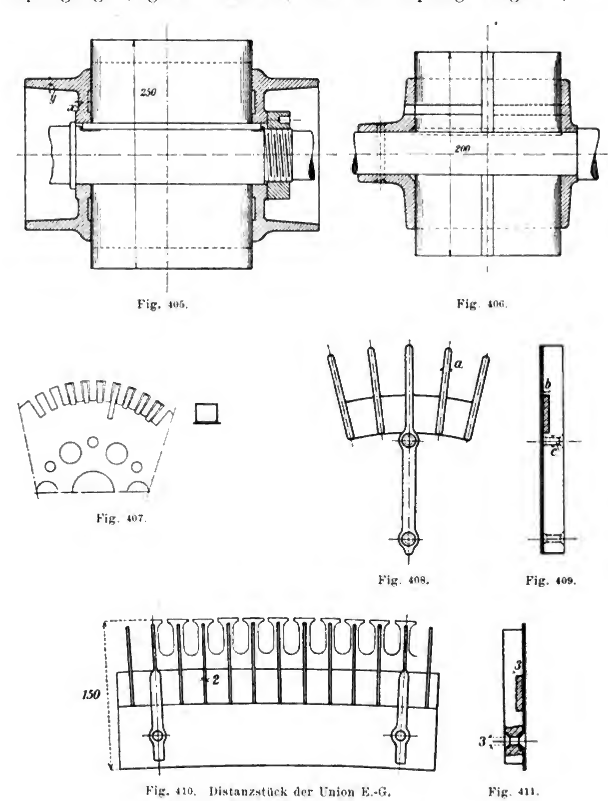


Fig. 405. Fig. 406.

Fig. 407.

Fig. 408. Fig. 409.

Fig. 410. Distanzstück der Union E.-G. Fig. 411.

Befestigung benützen. Das Drehmoment wird durch einen Flachkeil (Fig. 381 und 406) oder einen Rundkeil (Fig. 312) von der Welle auf die Bleche übertragen, in Fig. 382 durch die vier Bolzen, wobei die Endflantschen mit der Achse verkeilt sein müssen.

Die Rundbleche, die auf Ankernaben oder in Armsternen befestigt werden, können ähnliche Formen wie eben haben; man kann sie aber auch nach Fig. 384 ausbilden, wobei die Bolzen zur Verbindung der zwei Flantschen außerhalb der Bleche liegen, oder nach Fig. 385, wobei die Bolzen halb im Blech, halb im Ankerkörper liegen und der Mitnehmerkeil gespart wird. Die Befestigung der Blechsegmente ist eben-

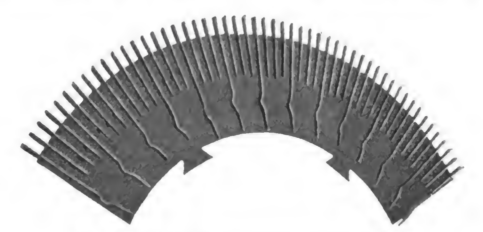


Fig. 412. Distanzstück der General Electric Co. N. Y.

falls mannigfaltig: die Segmente (Fig. 390) passen in Schwalbenschwänze des Ankerkörpers, die Preßbolzen liegen außerhalb; in Fig. 387 sind die letzteren in Ohren der Bleche eingelegt; in Fig. 392 werden die Bleche zunächst durch unisolierte, nahe am inneren Rande liegende, dünne Paßbolzen zu einem geschlossenen Ring vereinigt und mit Hilfe der außerhalb liegenden Bolzen zusammengepreßt. Zweckmäßig schlitzt man die Bolzenlöcher gegen den Innenrand (Fig. 392). Die Bleche (Fig. 388 und 388a) werden durch schwalbenschwanzförmige Keile zusammengehalten. In gleicher Weise erfolgt die Befestigung der Ankerbleche der Fig. 395a (Oesterr. Union E.-G.), aber die Keile sind durch Schrauben radial justierbar, um den Luftspalt gleichmäßig einstellen zu können. Fig. 395 ist das Statorblech einer nach Deri kompensierten Maschine (S. 170 erster Teil). Um dem magnetischen Kreis möglichst gleichmäßigen Widerstand zu geben bezw. um durchgehende Stoßfugen zu vermeiden, d. h. zur Erzielung eines steifen Ringes, werden die einzelnen Bleche gegeneinander versetzt, und zwar bei den Anordnungen Fig. 390 und 392 muß die Versetzung jeder folgenden Lage eine halbe Blechlänge sein; in Fig. 393 und 394, worin die Befestigung mittels durch die Bleche gehender, isolierter Bolzen geschieht, je um $^1/_3$ der Blechlänge.

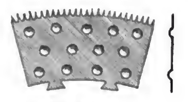


Fig. 413.

In Fig. 396, die ein Segment einer 1250 KW-Maschine der A.E.-G. Berlin darstellt, können die Bleche um $^1/_4$ oder $^1/_2$ der Blech-

länge versetzt werden. Während also die Zahl und Anordnung der außerhalb der Bleche liegenden Bolzen an sich beliebig sein kann und nur mit Rücksicht auf den Ankerkörper zu wählen ist, hat man bei allen Ansätzen und Bolzenlöchern in den Blechen auf diese Versetzung beim Aufbau Rücksicht zu nehmen. Setzt man einen Segmentbogen[1]) = 4a, so hat man bei einer Versetzung um eine $^1/_2$ Teilung die Ansätze je um a gegen die Segmentmitte zu versetzen, d. h. die Ansätze stehen

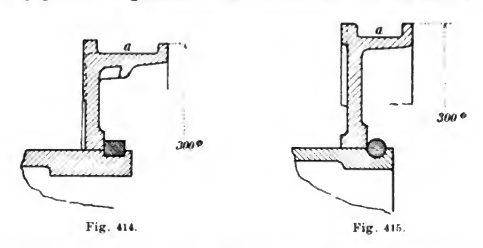


Fig. 414. Fig. 415.

2a voneinander und a von den Kanten ab; für $^1/_3$ Versetzung ist das Segment in 6 Teile von der Länge b zu zerteilen (Fig. 393), die 3 Bolzen pro Segment stehen 2b voneinander und b vom Rand ab. Die Segmentlänge macht man in der Regel etwa $^1/_4$ mm kürzer, als es der Teilung = Umfang : Segmentzahl entsprechen würde, um unvermeidliche Ungenauigkeiten zu berücksichtigen. Bei ungünstiger Nutzahl oder bei einer Teilung des Ankers muß man außer den ganzen Segmenten auch Segmente von $^1/_2$, $^1/_3$ oder $^1/_4$ Länge verwenden (Fig. 394 und 391); solche Bruchsegmente sind aber nach Möglichkeit zu vermeiden. Blechsegmente lassen sich auch durch Bolzen, die halb im Blech, halb im Ankerkörper liegen (ähnlich Fig. 389), dann durch Bolzen im Blech und gleichzeitige Verwendung von Rechteckkeilen befestigen. Im Blech angeordnete Bolzen sind möglichst zu umgehen oder möglichst nach dem inneren Blechrand zu schieben unter Anbringung eines Schlitzes von 1 bis 2 mm Breite (Fig. 392) oder andernfalls gut zu isolieren, sowohl auf der Bolzenlänge als auch durch isolierende Scheiben unter den Muttern. Bei der Anordnung der Nuten in Segmentblechen hat man sich zu entscheiden, ob jedes Segment mit einem halben Zahn oder einer halben Nut (Fig. 396) abschließt. Bei schwachen Zähnen ist nur letzteres möglich, man erhält allerdings dabei eine Nut von nicht ganz normaler Breite.

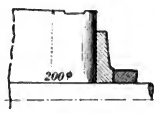


Fig. 416.

[1]) Fig. 390.

Kleinere Ankernaben (Fig. 414 bis 421a) erhalten gewöhnlich einen Ankerflantsch angegossen; der andere Flantsch wird befestigt durch Stiftschrauben (Fig. 417), mittels durchgehender Schrauben[1]) (Fig. 420), die empfehlenswerteste und am meisten elastische Anordnung;

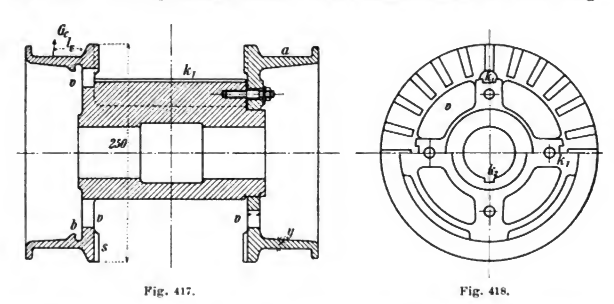


Fig. 417. Fig. 418.

durch kolbenringartige Ringe (Fig. 415, rund; Fig. 414, rechteckig). Um sowohl Stiftschrauben als die bei kleinem Ankerdurchmesser etwas unbequemen durchgehenden Schrauben zu vermeiden, verwendet Kolben die Konstruktion Fig. 422[2]) mit den Kopfschrauben k. Man beachte

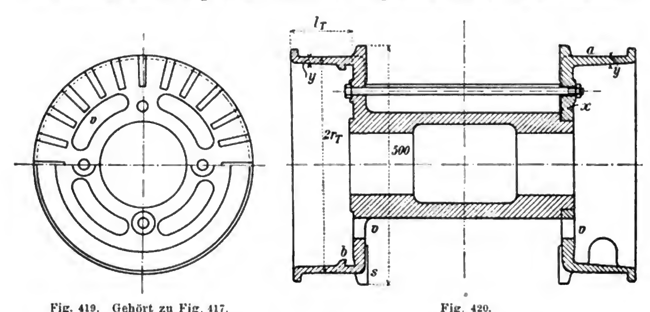


Fig. 419. Gehört zu Fig. 417. Fig. 420.

an den erwähnten Skizzen die verschiedenen Ventilationsschlitze v (Fig. 417, 420), ferner die sehr wirksamen radialen Endkanäle s, die Keilnuten k_1 für die Bleche und k_2 für die Welle. Die Flantschen sind

[1]) Die durchgehenden Schrauben kann man mit angeschmiedetem Kopf und mit Mutter oder einfach als Bolzen beiderseits mit Muttern ausführen.

[2]) Siehe Niethammer, Handbuch der Elektrot. Bd. IX, Fig. 75.

in den angegebenen Figuren meist für Faßwicklung ausgelegt und haben Bleitaschen b zum Ausbalancieren. Bei Seitenwicklung hat die ganze Ausladung a wegzufallen und die Muttern werden dann zweckmäßig mit isolierenden Hauben abgedeckt (Fig. 422a). Manche Firmen lassen auch bei Mantelwicklung die Flansche a weg (Fig. 422). Die A.E.-G. befestigt nach Skizze Fig. 423 die Blechscheiben einfach mit dünnen Drahtstiften d, die halb im Ankerkörper b, halb im Endring a liegen und um die Rippen des Ankerkörpers umgebogen werden (D. R.-P. 130315). Die Befestigung der Bleche kann auch durch einen sog. Bajonettverschluß geschehen, wobei man durch Drehen der losen Flantsche Ansätze der letzteren in Rinnen des Ankerkörpers einschiebt, oder man

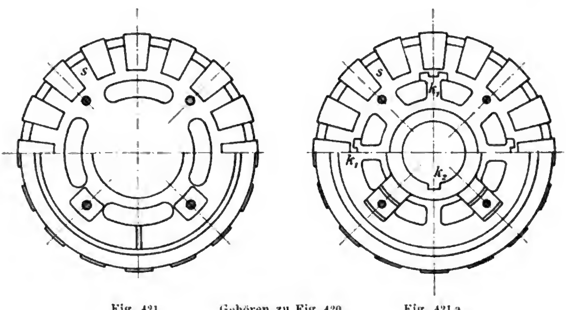


Fig. 421. Gehören zu Fig. 420. Fig. 421 a.

benützt einen Ring r (Fig. 423a) mit Ansätzen c, die man durch Drehen in entsprechende Nuten der Ankernabe eindreht.

Die Ausbildung der Armsterne geschieht in der aus den Fig. 424 bis 432 ersichtlichen Art mittels einer Reihe elliptischer[1]) bezw. rechteckiger, kreuzförmiger oder ⊢⊣-förmiger Arme (gewöhnlich 6 bis 10). Bei großen Maschinen findet man auch hohle elliptische Arme, bei breiten Typen doppelte Armsysteme, wozu man bereits die ⊢⊣-Form rechnen kann. Bei Ankerdurchmessern bis etwa 1 bis 2 m kann es noch angezeigt erscheinen, einen Flantsch anzugießen (Fig. 424 oben); verschiedene Firmen pflegen diese Ausführung auch noch bei beliebig großen Durchmessern. Die Verwendung eines einfachen, nicht zusammenhängenden Armsterns mit zwei angeschraubten Flantschen (Fig. 424 unten) hat aber entschiedene Vorteile; die Gußspannungen fallen weg und die Bearbeitung wird einfacher, auch die Biegespannungen auf Arme und Kranz werden geringer und lassen sich einfach und genügend sicher

[1]) Zweckmäßig verhalten sich die beiden Ellipsenachsen wie 1 : 2 bis 1 : 3.

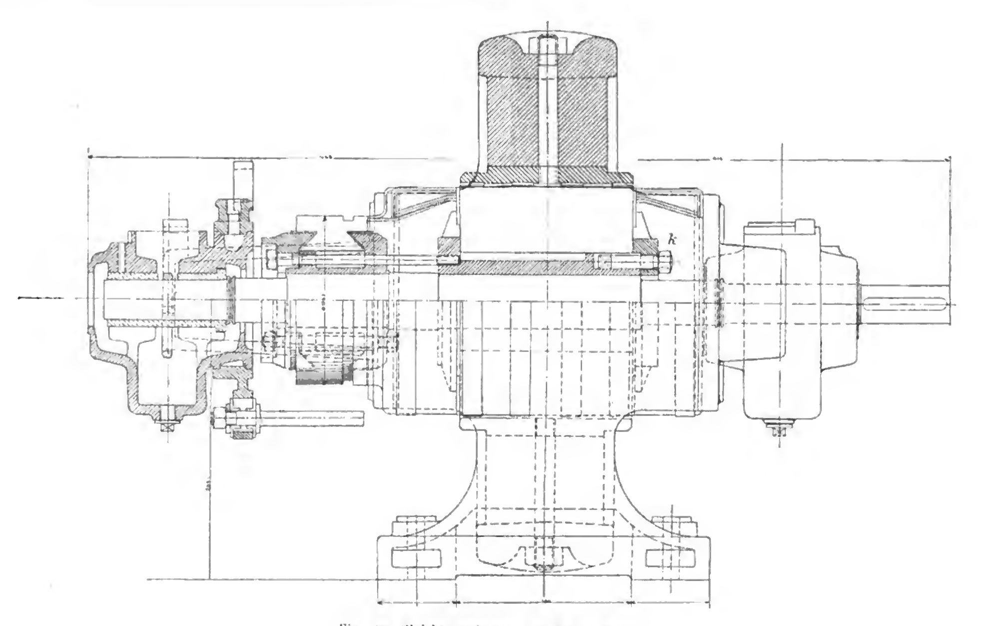


Fig. 422. Gleichstromdynamo von Kolben & Co.

berechnen, was bei angegossenem Kranz und Flantsche nicht der Fall ist. Ein Armstern mit Doppelarmen für ganze Blechringe, wie er von der E.-G. Magnet (Schweden) ausgeführt wird, ist in Fig. 431 und 432 gezeichnet. Die Bolzen liegen in Nuten a der Arme, die Umfangskraft nimmt ein Keil k auf.

Die Zahl der Arme wählt man etwa $\frac{1}{2}\sqrt{D^{mm}}$ oder $\frac{D^{cm}}{50} + 4$ oder auch $\frac{1}{\frac{15}{D^{cm}} + 0{,}05}$.

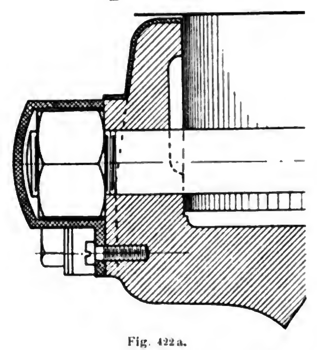


Fig. 422a.

Die Ankernabe oder der Ankerstern wird zweckmäßig hydraulisch auf die Welle aufgepreßt; häufig wird die Nabe zwei- oder viermal gesprengt gegossen und durch zwei Schrumpfringe auf der Welle festgehalten (Fig. 433 und 434, Dynamoanker der A. E.-G. Berlin für 1250 KW). Lahmeyer & Co. Frankfurt justieren ihre Anker auf der Welle (Fig. 435 bis 437)[1]) vermittels einer Reihe in einem auf die Welle aufgezogenen Ring R sitzenden Schrauben. Kleinere

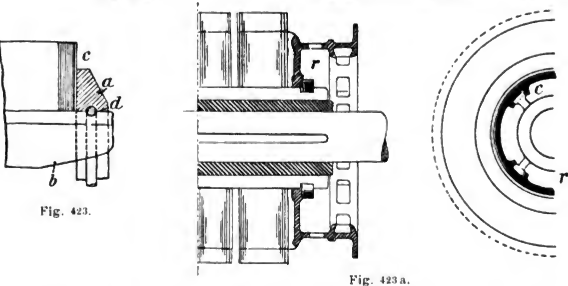


Fig. 423.

Fig. 423a.

Naben kann man auch durch eine über die Welle geschobene Mutter befestigen oder durch eine einfache Fixierschraube wie eine Riemscheibe (Fig. 312). Das Drehmoment wird durch eine Feder von der Welle auf die Nabe übertragen.

[1]) 300 KW, 120 Touren.

Sehr große Ankerkörper (über 3 m Ankerdurchmesser) werden in zwei Hälften hergestellt; die Trennungsfuge liegt entweder zwischen zwei Armpaaren (Fig. 438 und 439[1]), Union E.-G. Berlin), oder verläuft mitten durch ein Armpaar, dessen zwei Hälften mit einer Schraubenreihe verschraubt werden (Fig. 440 und 441[2]), Oerlikon). Letztere Befestigung ist im allgemeinen solider als die erste, da weniger gefährliche Biegespannungen im Kranz zu befürchten sind. Die Trennungsfuge wird häufig nicht nur mehrfach verschraubt, sondern auch verschrumpft (Fig. 439). Die Nabe wird ebenfalls mit einem Schraubenpaar und zwei Schrumpfringen zusammengehalten (Fig. 439). Die Schrauben sind durch Prisonringe zu entlasten. In Fig. 439 wird der Preßflantsch mit dem Kranz verkeilt. Die Trennung zwischen zwei Armen ist stets eleganter und billiger und läßt sich in den allermeisten Fällen genügend sicher ausführen.

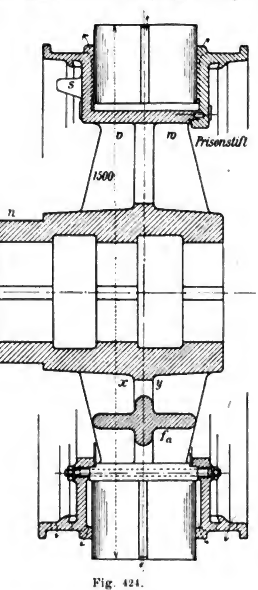


Fig. 424.

Um eine Teilung des Ankerkörpers oder Ankersterns zu vermeiden, die z. B. bei Dynamos, welche zwischen zwei Dampfmaschinenkurbeln zu arbeiten haben, erforderlich würde, verwendet man sog. blinde Naben b (Fig. 442 und 443), die man teilt und auf die man den ungeteilten Ankerkörper aufkeilt. Die Verbindungsschrauben solcher Binnennaben, vier an der Zahl, seien kräftig, 1½ bis 2 Zoll, und mit Prisonringen ausgelegt. Wo immer möglich, vermeidet man selbst bei sehr großen Durchmessern Trennfugen durch die Ankerbleche; man baut bei Transportschwierigkeiten die Ankerbleche eventuell erst an Ort und Stelle zusammen. Konstruktionen, die für eine Verbindung von Ankerblechtrennfugen zu gebrauchen sind, findet man bei Besprechung von Drehstrommotoren[3]).

[1]) 700 KW, 110 Touren.

[2]) 80 Volt, 7000 Ampère, 55 Touren.

[3]) Siehe auch Niethammer, Mod. Ges. für den Entwurf elektr. Masch. u. App. Fig. 128.

Die seitlichen Preßringe werden so lange als angängig als ganzer Ring gegossen, bei Ankerdurchmessern über 3 m muß man sie jedoch in zwei oder mehr Segmente teilen und dann gegen radiale Kräfte mit einer Führung versehen.

Die Führung der Preßflantsche ist verschieden, in Fig. 432 greift ein nasenförmiger Ansatz unter den Ankerkörper; in Fig. 435 (Lahmeyer & Co.) wird der Preßflantsch zylindrisch geführt und nicht nur

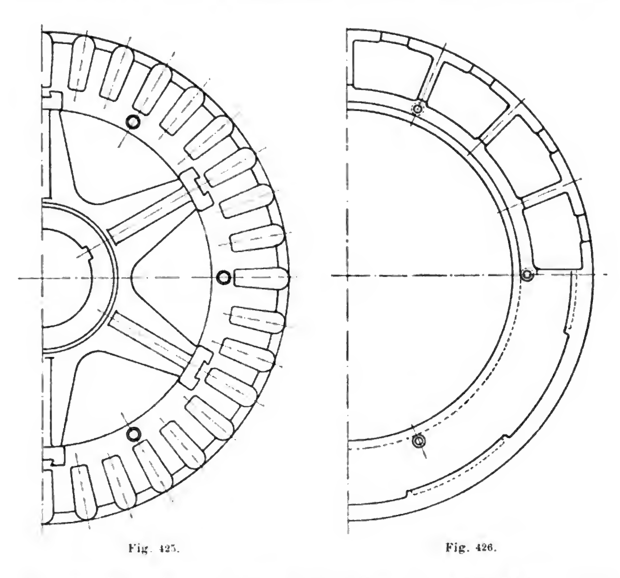


Fig. 425. Fig. 426.

durch achsiale, sondern auch durch radiale Schrauben fixiert. Bei kleineren Typen ist eine besondere Fixierung nicht nötig, besonders wenn ein Flantsch angegossen ist.

Bei geringen Umfangsgeschwindigkeiten kann man die Aufnahme der radialen Kräfte (Fliehkräfte und magnetische Kräfte) der Reibung zwischen Flantsch und Blech und der Bleche unter sich überlassen.

Um Wirbelströme in den massiven Flantschen hintanzuhalten, kann man sie in Bronze oder Nickelstahl herstellen, oder sie aber im äußeren Teil zackig ausgestalten (Fig. 443). Größere Ankernaben besitzen meist Ansatznaben n (Fig. 424), auf denen der Kommutator verkeilt wird; bei

ganz großen Sternen wird der Kommutator seitlich an die Arme geschraubt (Fig. 433).

Die Formgebung des Ankerkörpers soll namentlich bei langsam laufenden Typen so sein, daß eine kräftige Ventilationswirkung entsteht,

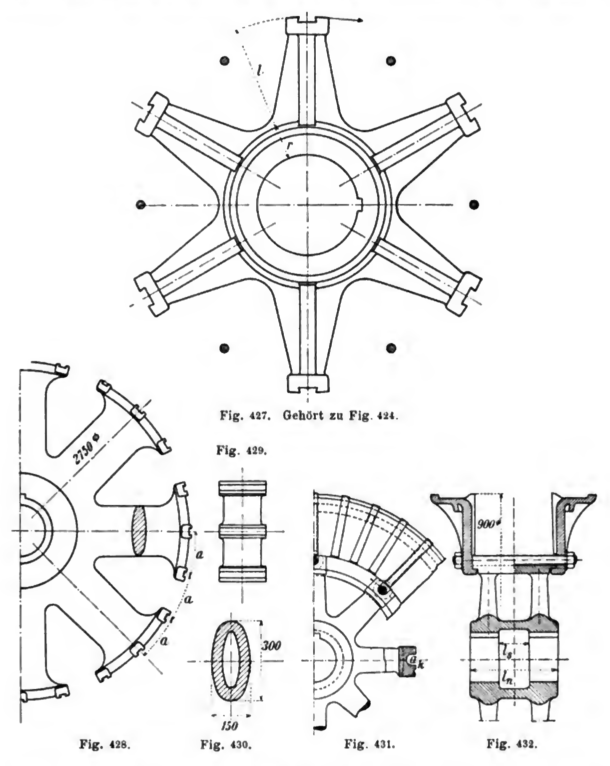


Fig. 427. Gehört zu Fig. 424.

Fig. 428. Fig. 429. Fig. 430. Fig. 431. Fig. 432.

was man durch entsprechende Wahl der Armformen, durch angegossene oder angeschraubte Flügel (Fig. 54, erster Teil, Fig. 444 bis 446) oder durch Einbau eines richtigen Schaufelrads (Fig. 273)[1]) erzielt. Bei hohen

[1]) Erster Teil.

Umlaufszahlen sind solche Vorrichtungen, abgesehen von Turbodynamos, nicht erforderlich, da zu starke Kühlung den Wirkungsgrad beeinträchtigt.

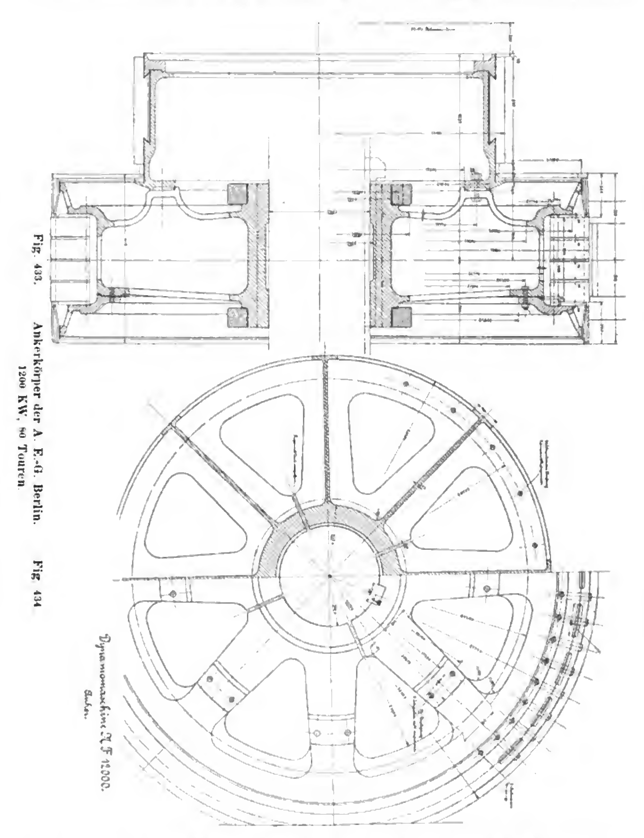


Fig. 433. Ankerkörper der A. E.-G. Berlin. Fig. 434
1200 KW, 80 Touren.

Je langsamer eine Maschine läuft, desto mehr radiale Kanäle sind pro Längeneinheit vorzusehen.

Bei der Wahl der Einzelabmessungen der Ankerkörper hat man zunächst auf die elektrischen bezw. magnetischen Dimensionen, auf die-

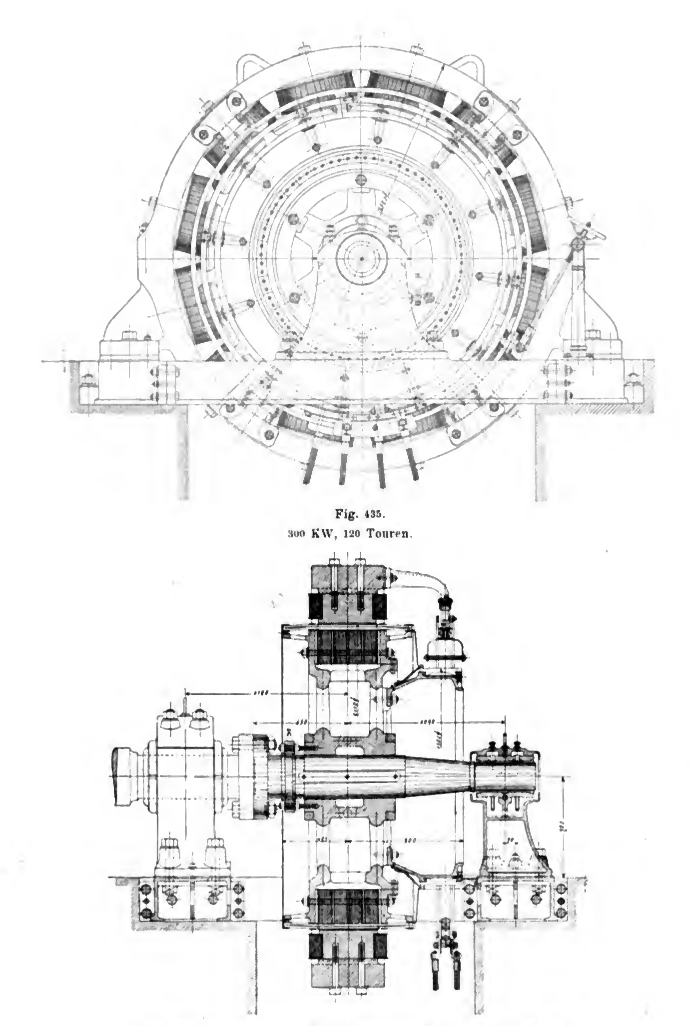


Fig. 435.
300 KW, 120 Touren.

Fig. 436. Gleichstromdynamo von Lahmeyer & Co., Frankfurt a. M.

jenigen der Welle, dann auf Festigkeitsrücksichten und namentlich auch auf die Vermeidung von Gußspannungen zu achten. Verschiedene Abmessungen, die mechanisch nicht beansprucht sind, können so dünn gehalten werden, als es Gußrücksichten zulassen. Schroffe Querschnittsübergänge und allzu verschiedene Querschnittsgrößen sind möglichst zu vermeiden.

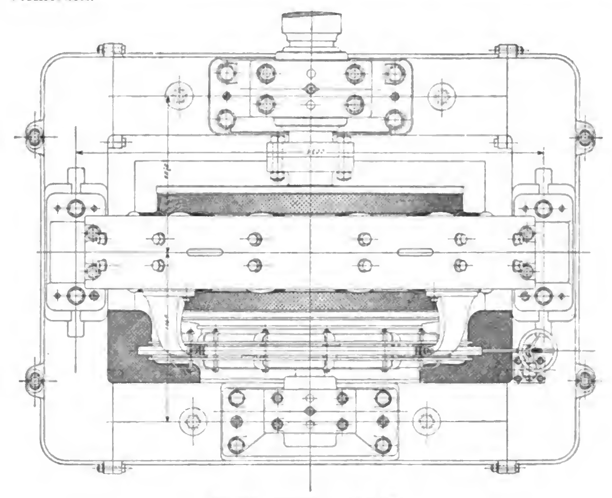


Fig. 437. Grundriß zu Fig. 436.

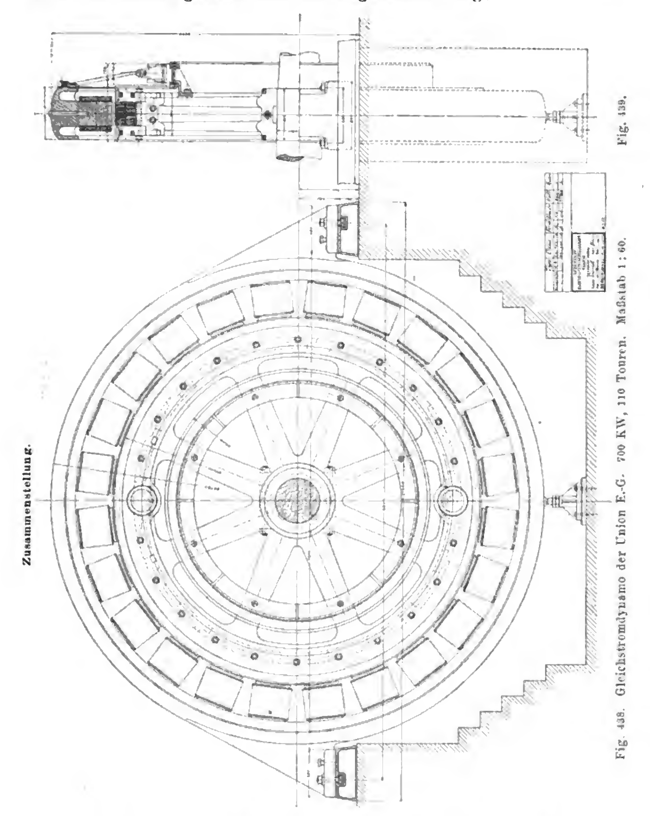
71. Ermittlung der Beanspruchungen im Ankerkörper.

Die Ermittlung der mechanischen Beanspruchungen im aktiven Ankerkörper, in den Preßflantschen, in dem Kranz des Ankerkörpers, sofern ein solcher überhaupt vorhanden ist, ferner in den Armen, in den Trennfugen am Kranz und an der Nabe ist äußerst verwickelt, noch weit mehr als bei Schwungrädern und Riemenscheiben, da die einzelnen Stücke zum Teil verschraubt und verkeilt, zum Teil zusammengegossen sind. Ich gehe hier folgendermaßen vor [1]) und mache je für sich folgende beiden entgegengesetzte Voraussetzungen:

[1]) Methoden, welche die gegenseitige Beeinflussung der Arme und des Kranzes berücksichtigen, die wohl auf die Räder von Drehstrommaschinen, jedoch kaum auf Gleichstromanker anwendbar sind, finden sich in v. Grove, Konstruktionslehre; J. Schenk, Festigkeitsberechnung größerer Drehstrommaschinen.

1. Für den Kranz:

a) der Kranz, die Flantsche und der aktive Ring werden durch die Arme gar nicht beeinflußt; das führt zu reinen Zugbeanspruchungen durch die Zentrifugalkraft und den magnetischen Zug;



Zusammenstellung.

Fig. 438. Gleichstromdynamo der Union E.-G. 700 KW, 110 Touren. Maßstab 1 : 60.

Fig. 439.

b) die Arme sind absolut unelastisch, d. h. so fest, daß sie sich gar nicht dehnen. Das führt zu Biegungsbeanspruchungen des Kranzes, der in den Armenden eingespannt ist.

2. Für die Arme:

a) die Arme haben das Biegungsmoment der Maschinenleistung und nur ihre eigene Zentrifugalkraft auszuhalten,

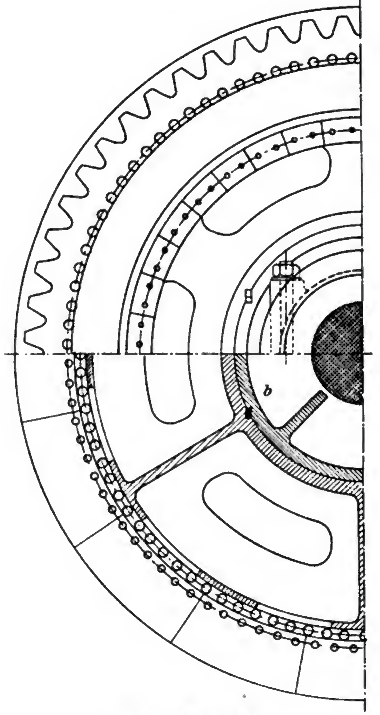


Fig. 442. Maßstab 1 : 20.

b) die Arme haben genanntes Biegungsmoment und die Zentrifugalkraft des ganzen Ankers auszuhalten, was allerdings praktisch nie eintreten dürfte.

Ist G' das Gewicht des aktiven Rings, G_f das eines Flantsches, G_k das des Kranzes; v', v_f und v_k die zugehörigen Geschwindigkeiten

im Schwerpunkt in Meter; r', r_f und r_k die zugehörigen Trägheitshalbmesser[1]) in Meter, f', f_f und f_k die entsprechenden Querschnitte, und ferner $G_z = F_p \left(\frac{B_m}{5000}\right)^2 . 2\,p$ der totale, gleichmäßig wirkende magnetische Zug ($F_p . 2\,p$ = Summe aller Polschuhflächen, B_m = Luft-

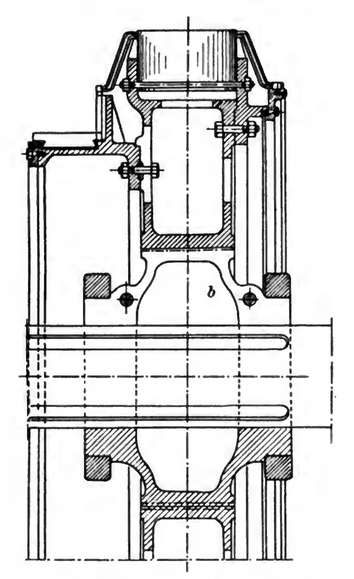


Fig. 443. A. E.-G. Berlin. Maßstab 1 : 20.

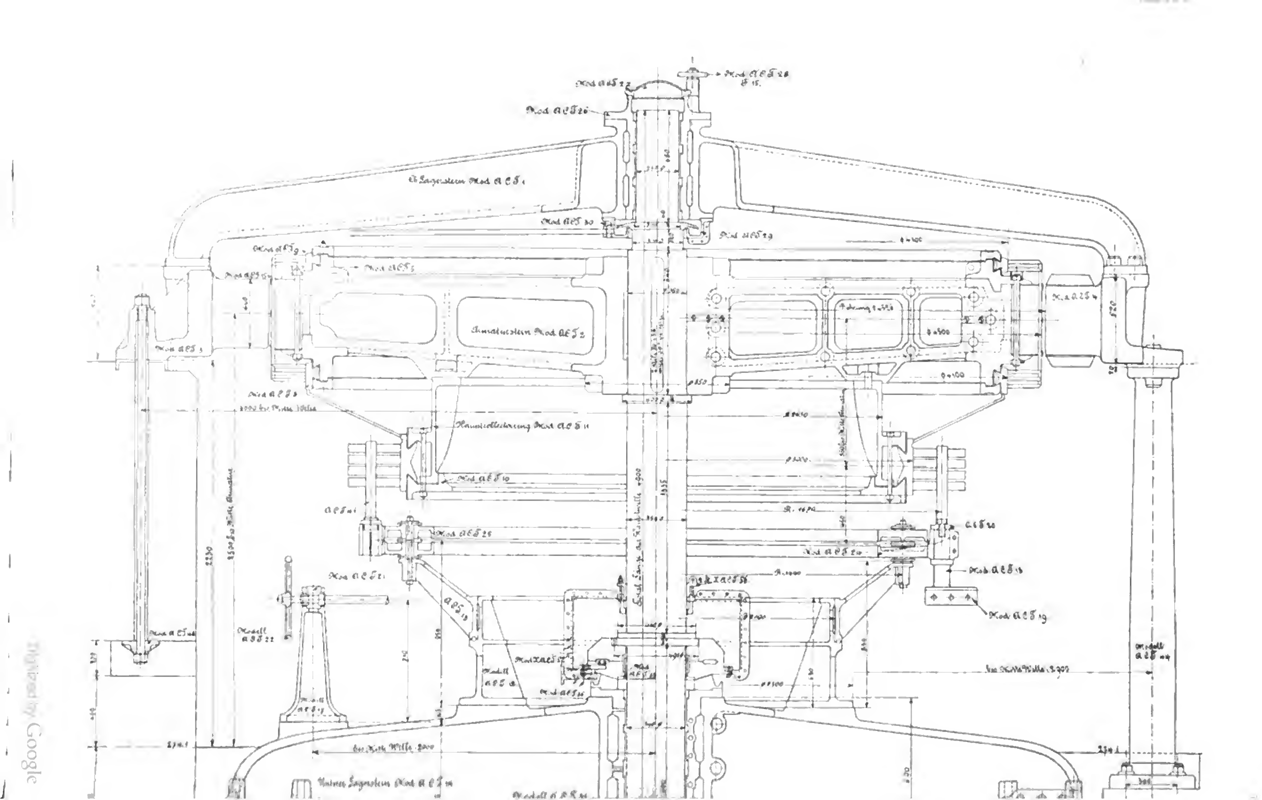
[1]) Es handelt sich im wesentlichen um Hohlzylinder, deren Radien r_a (außen) und r_i (innen) sind, dann ist das Trägheitsmoment

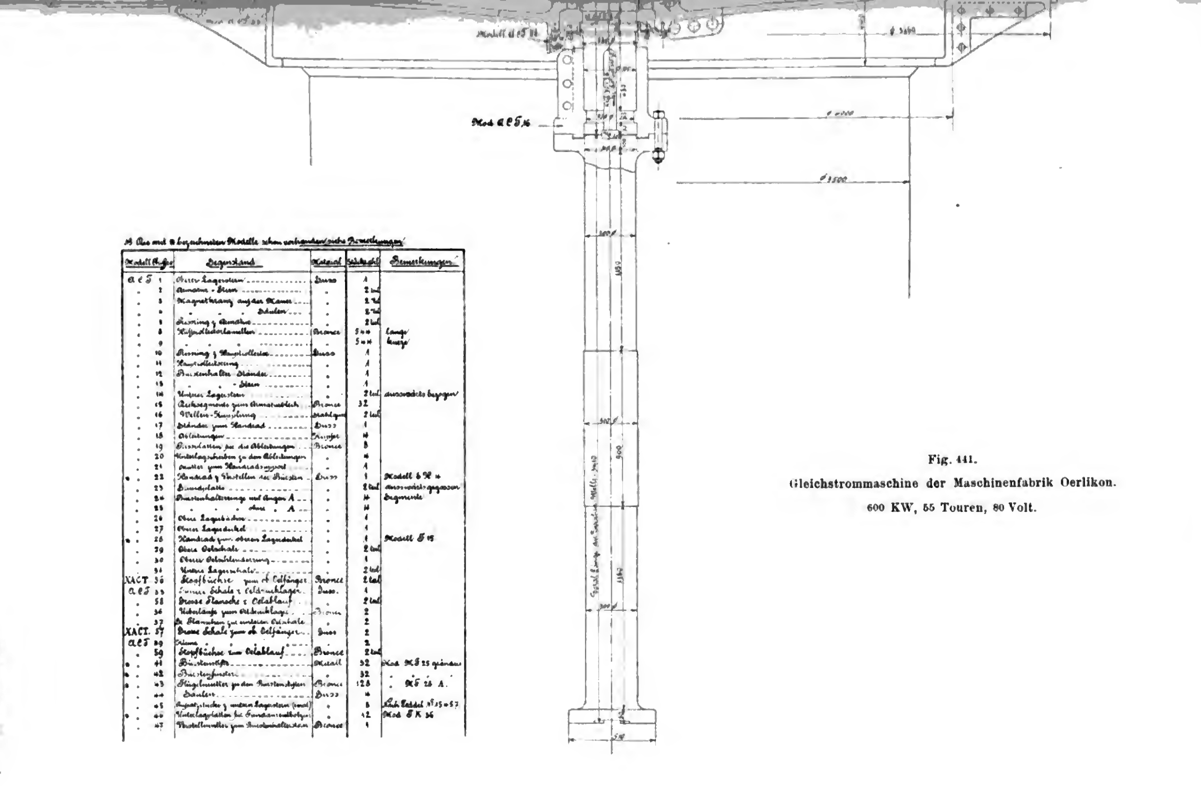
$$\Theta = \frac{1}{2}\,m\,(r_a^2 + r_i^2) = m\,r^2$$

(r = Trägheitshalbmesser, $m = \frac{G}{g}$ = Maße). Solange r_i wesentlich von r_a verschieden ist, ist zwischen r und dem Schwerpunkthalbmesser ein nennenswerter Unterschied. Obiges Θ kann man auch schreiben

$$\Theta = m\,(r_m^2 + \tfrac{1}{4}\,\delta^2) = m\,r^2.$$

Wenn $r_m = \frac{r_a + r_i}{2}$, $\delta = r_a - r_i$.





NB. Die mit • bezeichneten Modelle schon vorhanden (siehe Bemerkungen)

Modell	Aufg.	Gegenstand	Material	Stückzahl	Bemerkungen
a e F	1	Oberer Lagerstern	Guss	1	
"	2	Armatur-Stern	"	2 teil.	
"	3	Magnetkranz auf der Mauer	"	2 teil.	
"	4	" " " Säulen	"	2 teil.	
"	5	[illegible] z. Armatur	"	2 teil.	
"	8	[illegible]	Bronce	544	lange
"	9	" " "	"	544	kurze
"	10	[illegible]	Guss	1	
"	11	[illegible]	"	1	
"	12	Bürstenhalter-Ständer	"	1	
"	13	" " -Stern	"	1	
"	14	Unterer Lagerstern	"	2 teil.	[illegible]
"	15	[illegible] zum Armaturblech	Bronce	32	
"	16	Wellen-Kupplung	Stahlguss	2 teil.	
"	17	Ständer zum Handrad	Guss	1	
"	18	Ableitungen	Kupfer	4	
"	19	[illegible] für die Ableitungen	Bronce	8	
"	20	Unterlagscheiben zu den Ableitungen	"	16	
"	21	Mutter zum Handrad [illegible]	"	1	
• "	22	Handrad z. Verstellen der Bürsten	Guss	1	Modell [illegible]
"	23	[illegible]	"	2 teil.	[illegible] gegossen
"	24	Bürstenhalterringe mit Augen A	"	4	Segmente
"	25	" " ohne A	"	4	
"	26	Obere Lagerbüchse	"	1	
"	27	Oberer Lagerdeckel	"	1	
• "	28	Handrad zum oberen Lagerdeckel	"	1	Modell F 15
"	29	Obere Oelschale	"	2 teil.	
"	30	[illegible]	"	1	
"	31	Untere Lagerschale	"	2 teil.	
XACT	36	Stopfbüchse zum ob. Oelfänger	Bronce	2 teil.	
a e F	33	Innere Schale z. Oeldrucklager	Guss	1	
"	58	Grosse Flansche z. Oelablauf	"	2 teil.	
"	36	[illegible] zum Oeldrucklager	Bronce	2	
"	37	[illegible]	"	2	
XACT	57	Grosse Schale zum ob. Oelfänger	Guss	2	
a e F	39	[illegible]	"	2	
"	59	Stopfbüchse im Oelablauf	Bronce	2 teil.	
• "	41	Bürstenstifte	Metall	32	Mod. [illegible] 25 [illegible]
• "	42	[illegible]	"	32	"
• "	43	[illegible]	Bronce	128	" [illegible] 26 A.
"	44	Säulen	Guss	16	
"	45	[illegible]	"	8	[illegible] No. 55 u. 57
• "	46	Unterlagsplatten für Fundamentbolzen	"	12	Mod. F K 36
"	47	[illegible]	Bronce	1	

Fig. 441.

Gleichstrommaschine der Maschinenfabrik Oerlikon.

600 KW, 55 Touren, 80 Volt.

induktion), so ist die Zugbeanspruchung in kg/c² im Kranz nach Fall (1a) bei einer um 10% erhöhten Tourenzahl[1])

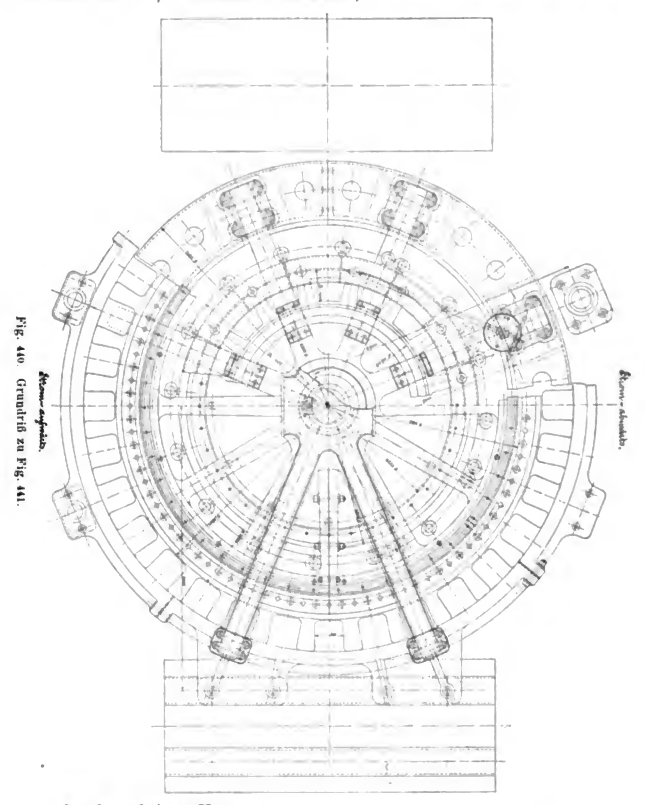


Fig. 440. Grundriß zu Fig. 441.

für den aktiven Körper

$$\sigma' = \frac{1{,}2\ .\ 0{,}00118\, G' r' u^2 + G_z}{\pi f'} = 1{,}2\ .\ 0{,}082\, v'^2 + \frac{G_z}{\pi f'}$$

$$= \frac{G_c' + G_z}{\pi f'} \quad . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \ . \quad 289)$$

[1]) Zur Sicherheit wird mit 10% Tourensteigerung gerechnet.

für die Flantsche aus Gußeisen[1])

$$\sigma_f = 1{,}2 \, . \, 0{,}076 \, v_f^2 = \frac{G_{cf}}{\pi \, f_f} \quad . \; . \; . \; . \; . \quad 290)$$

(bei Stahl tritt an die Stelle von 0,076 etwa 0,080);

für den Kranz aus Gußeisen

$$\sigma_k = 1{,}2 \, . \, 0{,}076 \, v_k^2 = \frac{G_{ck}}{\pi \, f_k} \quad . \; . \; . \; . \; . \quad 291)$$

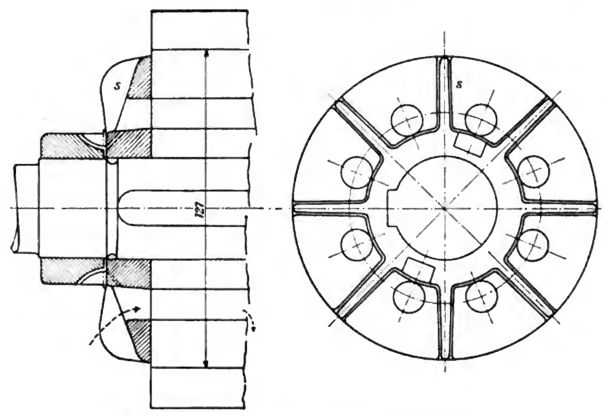


Fig. 444. Fig. 445.
Ankerkörper von Siemens & Halske, Wien.

Die Biegungsbeanspruchungen in denselben Teilen für den Fall (1 b) sind bei i Armen bezw. für σ_b' bei i Befestigungsstellen der Bleche an den Armen:

für den aktiven Körper

$$\sigma_b' = \left(\frac{G_c' + G_z + G'}{i} \; \frac{2 \pi r'}{i} \right) : 12 \, W' \quad . \; . \; . \quad 292)$$

für die Flantsche

$$\sigma_{fb} = \left(\frac{\pi \, f_b \, . \, 1{,}2 \, . \, 0{,}076 \, v_f^2 + G_f}{i} \; \frac{2 \pi r_f}{i} \right) : 12 \, W_f \quad . \quad 293)$$

für den Kranz

$$\sigma_{fb} = \left(\frac{\pi \, f_k \, . \, 1{,}2 \, . \, 0{,}076 \, v_k^2 + G_k}{i} \; \frac{2 \pi r_k}{i} \right) : 12 \, W_k \quad . \quad 294)$$

[1]) Allgemein tritt für anderes Material an Stelle von 0,076 eine dem spezifischen Gewicht proportionale Zahl.

W', W_f und W_k sind die Widerstandsmomente, meist $\left(\frac{b\,h^2}{6}\right)$, der betreffenden Querschnitte.

Man geht nun jedenfalls sicher, wenn für Schmiedeisen

$$\sigma' + \sigma_b' < 1000 \text{ kg/c}^2;$$

für Gußeisen

$$\sigma_k + \sigma_{kb} \text{ und } \sigma_f + \sigma_{fb} < 300 \text{ kg/c}^2;$$

für Stahlguß

$$\sigma_k + \sigma_{kb} \text{ und } \sigma_f + \sigma_{fb} < 500 \text{ kg/c}^2 \text{ gesetzt wird.}$$

Meist genügt es schon, wenn die einzelnen Werte σ', σ_b', σ_k für sich genügend klein sind, da nie die angegebene Summe voll auftritt.

Ist $G_z' = 2\,p\left(\frac{B_1}{5000}\right)^2 \frac{F_p}{i}$ der einseitige, maximale, magnetische Zug (B_1 siehe Fig. 303) zwischen zwei Armen, und G_e das entsprechend gelegene Eigengewicht, so berechne man auch

$$\sigma_b'' = \left[\left(\frac{G_c'}{i} + G_z' + G_e\right)\frac{2\,\pi\,r'}{i}\right] : 12\,W' \quad . \quad . \quad 295)$$

Es sollte auch $\sigma' + \sigma_b'' < 1000$ kg/c² sein.

Unter Umständen haben Flantsche und Kranz noch einen Teil der Zentrifugalkraft des aktiven Rings und des magnetischen Zugs aufzunehmen, eine diesbezügliche Berechnung ist aber kaum möglich.

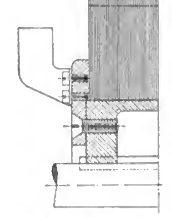


Fig. 446. Maßstab 1 : 4.

Bei Ermittlung der Biegespannungen der Arme ist zu beachten, daß Compounddynamos bei Kurzschluß und genügend großem Schwungrad oder entsprechend in der Leistung steigerbaren Antriebsmaschinen immerhin ein Mehrfaches der normalen Leistung aushalten müssen, was auch bei plötzlichen Belastungsänderungen und Tourenschwankungen der Fall sein kann. Zudem ist es sehr fraglich, ob alle Arme gleichmäßig an der Uebertragung des Drehmomentes partizipieren. Ich nehme deshalb an, daß bei i Armen jeder Arm 5/i der totalen PS zu übertragen hat.

Damit ist nun die Biegebeanspruchung (siehe Fig. 424 und 427) in kg/c² für den Querschnitt xy:

$$\sigma_{ab} = 5 \,.\, 71\,620\,\frac{PS}{u}\,\frac{1}{r+1}\,\frac{1}{i}\,\frac{1}{W} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 296)$$

PS ist die normal zugeführte Pferdestärkenzahl, W das Widerstandsmoment, $W = \frac{b\,h^2}{6}$ (rechteckig), $= 0{,}78\,x^2\,y$ (elliptisch), $= \frac{\pi}{4\,x}(x^3\,y - x_0^3\,y_0)$ für hohle elliptische Arme.

Die Biegungsbeanspruchung wird durch einen Teil des Ankergewichts (dem Teil zwischen zwei Armen) in der Regel noch etwas erhöht.

Im Fall (2a) tritt zu dieser Biegungsbeanspruchung noch eine Zugbeanspruchung (f_a = Armquerschnitt)

$$\sigma_a = \frac{1}{3}\, 0{,}076\, v_a^2 + (G_z' + G_e) : f_a \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 297)$$

wenn v_a die Umfangsgeschwindigkeit am äußeren Ende des Arms ist. G_e ist das Eigengewicht eines zu einem Arm gehörigen Ankersektors.

Im Fall (2b) ist diese Beanspruchung viel größer, nämlich

$$\sigma_a' = \sigma' + (G_e + G_z') : f_a \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 298)$$

Unter Umständen ist σ' durch σ_f oder σ_k zu ersetzen, wenn diese größer als σ' sind.

Es läßt sich nun wieder sagen, sofern für Gußeisen

$$\sigma_a' + \sigma_{ab} \text{ und } \sigma_a + \sigma_{ab} < 300 \text{ kg/c}^2,$$

für Stahlguß < 600 kg/c² ist, so ist man ziemlich sicher, keine zu hohe Beanspruchung zu haben. σ_a' wird allerdings nie voll auftreten.

Bei nicht nachgiebigem Kranz wird die Beanspruchung σ_{ab} nur $^2/_3$ des angegebenen Wertes, dafür tritt aber am Ende des Arms gegen den Kranz zu ein Biegungsmoment = $^1/_3$ des in (296) benutzten auf; bei gleichem Querschnitt also eine Beanspruchung $^1/_2\, \sigma_{ab}$, bei einer Verjüngung der Arme von 1 : m für die Höhe und 1 : n für die Dicke eine solche von $^1/_2 \dfrac{h^2}{\left(h - 2\,l\,\frac{1}{m}\right)^2} \dfrac{b}{\left(b - 2\,l\,\frac{1}{n}\right)} \sigma_{ab}$. Die Verjüngung der Arme sei deshalb nur etwa 1 : 40 in der Höhe und 1 : 200 in der Dicke.

Es soll hier noch darauf hingewiesen sein, daß die beiden Ausdrücke $0{,}076\, v^2$ und $0{,}082\, v^2$ bei großer Dicke $r_a - r_i$ der Ringe nicht mehr genau richtig sind, die Beanspruchungen können dann tatsächlich wohl zweimal größer als ausgerechnet werden, was bei großem v zu beachten ist. Die größte Beanspruchung ist genau (γ spezifisches Gewicht, 2 r_a und 2 r_i Außen- und Innendurchmesser der Ringe)

$$\sigma = \left(\frac{u}{30}\right)^2 \frac{\gamma}{128} \left[24\, r_i^2 + 104\, r_a^2\right] \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 299)$$

Für $r_i = 0$ wird damit

$$\sigma = 0{,}8 \left(\frac{u}{30}\right)^2 \gamma\, r_a^2,$$

während die benützten Ausdrücke liefern würden ($\gamma = 0{,}72$)

$$\sigma = 0{,}33 \left(\frac{u}{30}\right)^2 \gamma\, r_a^2.$$

Es ist deshalb ratsam, bei Verwendung der Näherungsformeln nur Werte von $\sigma = 50$ bis 75 % der üblichen zuzulassen. Bei v = 25 m/Sek. ist die Beanspruchung durch Zentrifugalkraft (nach der Annäherungsformel) schon 50 kg/c², bei 50 m bereits 200 kg/c² und bei v = 100 m sogar 800 kg/c². Für $v > 30$ m wird man also zweck-

mäßig Gußeisen vermeiden und Stahlguß verwenden, bei $v > 50$ m/Sek. ist Nickelstahl[1]) für die Flantsche zu empfehlen. Die Beschränkung der Umfangsgeschwindigkeit durch die Beanspruchung der Zentrifugalkraft wird noch größer bei einer Teilung des Ankerkörpers.

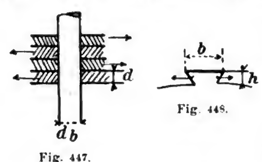


Fig. 447. Fig. 448.

Die Nase der Flantsche (Fig. 432) ist auf Biegung durch die Zentrifugalkraft $G_c' + G_{cf}$ zu berechnen.

Bei Verwendung von Segmenten für den aktiven Körper haben die Verbindungsbolzen oder die Keile bezw. Schwalbenschwänze die Kräfte $\sigma' f'$ in Richtung des Umfangs (Biegung und Schub) und eventuell $G_c' + G_z$ in radialer Richtung zu übertragen. Zu $\sigma' f'$ kommt auch noch ein Teil der zu übertragenden nützlichen Umfangskraft P, bei x Bolzen oder Keilen $\frac{P}{x}$, ebenso wie vorhin $\frac{G_c' + G_z}{x}$. Die Biegungsbeanspruchung der Bolzen und Keile (Fig. 447 und 448) ist ähnlich wie bei den Bolzen von Gliederketten

$$\sigma_{bb} = \frac{\left(\sigma' f' + \frac{P}{x}\right) d}{m\, W} \quad \ldots\ldots\ldots \quad 300)$$

m = Blechzahl auf die ganze Ankerbreite, d = Blechdicke + Isolation, W = Widerstandsmoment $= 0{,}1\, d_b^2$ oder $\frac{h\, b^2}{6}$.

Die Schubspannung τ_b ist:

$$\tau_b = \frac{\left(\sigma' f' + \frac{P}{x}\right)}{x \,.\, f_b} \quad \ldots\ldots\ldots \quad 301)$$

$$f_b = \frac{\pi\, d_b^2}{4} \text{ oder } h\, b.$$

Meist wird die Kraft $\sigma' f'$ allerdings durch Reibung von Segment zu Segment übertragen. Sind Ankerbolzen vom Durchmesser d_b und n Blechsegmente auf den Umfang vorgesehen, so hat für genügenden Reibungsschluß zu sein

$$n\, \sigma' f' = \mu\, \sigma \frac{d_b^2\, \pi}{4} x \,.\, m \quad \ldots\ldots\ldots \quad 302)$$

falls σ die Beanspruchung der Bolzen ($= \sim 500$ kg/c²) und μ der Reibungskoeffizient ist ($\mu = \sim 0{,}3$).

Der Tragflantsch a (Fig. 417) ist bei hoher Geschwindigkeit in sich auf Zug ($0{,}076\, v^2$) und auf Biegung durch die Zentrifugalkraft zu

[1]) Oder gute Bronze.

berechnen. Ist sein Gewicht G_c und seine mittlere Geschwindigkeit v_T in m/Sek., der mittlere Radius r_T in m, die achsiale Länge l_T in cm und die Dicke y in cm, so ist die Biegebeanspruchung etwa (Fig. 420)

$$\sigma_T = \frac{G_c}{g} \frac{v_T^2}{r_T} \cdot \frac{l_T}{2} : {}^1/_3 \, \pi \, r_T \, y^2 \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 303)$$

Dabei ist die Festigkeit des Rings in sich vernachlässigt und ein herausgebrochener Streifen von 1 cm Breite und $G_T : 2 \pi r_T$ Gewicht am Seitenflantsch eingespannt, vorausgesetzt.

Mit obigen Berechnungen ist übrigens die Beanspruchung der Ankerkörper noch nicht erschöpft. Bei schwankender Tourenzahl sowohl in langen Perioden, als regelmäßig pro Umdrehung treten beschleunigende und verzögernde Kräfte auf, welche Zug- und Druckbeanspruchungen proportional dem Produkt aus Winkelbeschleunigung ω und dem Quadrat des Schwerpunktradius R, sowie Biegungsmomente proportional ωR^2 erzeugen. Auch Temperaturunterschiede bringen unter Umständen zusätzliche Spannungen hervor.

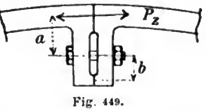


Fig. 449.

Es ist zu bedenken, daß der Durchmesser eines Ankers sich leicht durch Erwärmung um 1‰ (1 mm auf 1000 mm Durchmesser) ändern kann.

Teilt man den Ankerkörper zwischen zwei Armen, so treten in der Trennfuge folgende Kräfte auf:

1. die Zugkraft $P_z = \sigma_f f_f + \sigma_k f_k$ bezw. $\sigma_f f_f + \sigma_k f_k + \sigma' f'$, wenn das aktive Eisen auch eine Trennungsfuge hat;

2. die Biegungsmomente $M_1 = G_{cf} \frac{2 \pi r_f}{12 i^2}$, $M_2 = G_{ck} \frac{2 \pi r_k}{12 i^2}$ und eventuell $M_3 = \frac{G_c' + G_z}{i} \cdot \frac{2 \pi r'}{12 i}$;

3. das Biegungsmoment durch das Eigengewicht P_e der Verbindungsstelle $M_4 = P_e \cdot \frac{2 \pi r_e}{8 i}$, wenn r_e der Schwerpunktshalbmesser der Verbindungsstelle ist.

Die Verbindungsbolzen haben insgesamt eine Zugkraft auszuüben (Fig. 449) von

$$P_s = P_z \frac{a}{b} + \frac{M_1 + M_2 (+ M_3) + M_4}{b} + \text{nützliche Umfangskraft P} \quad 304)$$

M_3 ist meist wegzulassen, da man den Blechkörper in der Regel nicht teilt. Ist $k_z \leq 900$ kg/c² die zulässige Beanspruchung der Bolzen oder Schrumpfringe, und sind m Querschnitte (Bolzen- und Schrumpfringquerschnitte) vorhanden, so ist der erforderliche Bolzenquerschnitt = Ring-

querschnitt q

$$q = \frac{P_s}{m\,k_z} \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 304a)$$

z. B. bei einer Schraube und zwei Schrumpfringen $= \frac{P_s}{5\,k_z}$.

Teilt man nach einem Arm, der etwa 40 % in der Höhe zu verstärken ist, so sind die Beanspruchungen in der Fuge kleiner, nämlich $P_s = P_z \frac{a}{b} + P$. Die Biegungsmomente entfallen dann im wesentlichen. Die Schrauben und Schrumpfringe sind möglichst nahe dem Schwerpunkt der zu verbindenden Querschnitte zu legen. Die Bolzen sind stramm einzupassen und von Biegungsbeanspruchungen durch Prisonringe (Fig. 439) zu entlasten. Man zieht sie von vornherein so kräftig an, daß die Schraubenkräfte bei Stillstand $> P_s$ sind, um ein Klaffen der Fuge zu vermeiden. Die Teilung längs eines Arms ist bezüglich Betriebssicherheit derjenigen zwischen den Armen überlegen, die aber in der Konstruktion einfacher ist.

Die Stärke c der beiden Verbindungsflantsche (Fig. 449) ist auf Grund eines Biegungsmomentes $P_z\,(a - b) + M_1 + M_2\,(+ M_3) + M_4 = \sigma_c \frac{c^2\,l}{6}$ zu bestimmen [1]).

Der Schrumpfringdurchmesser d_s am Kranz sei möglichst groß [2])

$$d_s \geqq 0{,}16 \sqrt{q\,.\,k_z} \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 305)$$

Er sei kalt vor dem Aufziehen, etwa 3 ‰ kleiner als derjenige d' des Kreises, auf den er aufzuziehen ist

$$1 - \psi = \frac{d_s}{d'} = 0{,}997 \quad . \; . \; . \; . \; . \; . \; . \quad 306)$$

Für die Beanspruchung in den zwei Trennfugen an der Nabe ist eine Kraft $P_x = \frac{\sigma_a\,f_a}{\pi}\,i$ bezw. $\frac{\sigma_a'\,f_a}{\pi}\,i$ maßgebend, wenn σ_a bezw. σ_a' die Beanspruchung der Arme auf Zug ist. Wählt man (Fig. 439) zwei Schrumpfringe auf der Nabe und insgesamt zwei Schrauben (nicht mehr!), so ist der Querschnitt q jedes Schrumpfringes = dem Schraubenquerschnitt $= \frac{P_x}{6\,k_z}$; $k_z = 500$ kg/c². Allgemein ist bei m Querschnitten $q = \frac{P_x}{m\,k_z}$.

Die Schrumpfringe sind im Durchmesser so groß als angängig zu wählen, $\sim 1\frac{1}{2} \times$ Wellendurchmesser.

---

[1]) l = axiale Länge des Flantsches.

[2]) Siehe Gl. (304a).

In manchen Fällen müssen sie so groß sein, daß sie über die Dampfmaschinenkurbel gehen. Aus der spezifischen Dehnung $\varepsilon_2 = \sigma_2\,\alpha_2$ der Schrumpfringe und der spezifischen Zusammendrückung $\varepsilon_1 = \sigma_1\,\alpha_1$ der Gußeisennabe, die beide ungefähr gleich sind, läßt sich die spezifische Beanspruchung beider berechnen. Sie soll für das Gußeisen (σ_1) ca. $^1/_4$ des Wertes für die Schrumpfringe (σ_2) sein, der nach obigem etwa 500 bis 1000 kg/c² ist. Danach sollten die gesamten Schrumpfringflächen f_2 (im Schnitt) $= \sim {}^1/_4$ der Nabenfläche f_1 sein.

Nach dem Aufziehen ist kalt Nabendurchmesser außen $= d_s\,(1 - \varepsilon_1)$, Schrumpfringinnendurchmesser $= d_s\,(1 - \psi)\,(1 + \varepsilon_2)$. Die zwei Ausdrücke müssen gleich sein. Es ist nun das bereits angegebene Verhältnis (vor dem Aufziehen kalt!):

$$\frac{\text{Schrumpfringdurchmesser innen } d_s}{\text{Durchmesser des geschrumpften Kreises } d'} = 1 - \psi = \sim 0{,}997.$$

Ferner $\psi = \varepsilon_1 + \varepsilon_2$ und $\sigma_1\,\alpha_1 + \varepsilon_1 = \sigma_2\,\alpha_2 - \varepsilon_2$

$$f_1 \cdot \frac{\varepsilon_1}{\alpha_2} + f_2\,\frac{\varepsilon_2}{\alpha_2} = 0$$

$$\varepsilon_1 = \frac{\alpha_2\,\sigma_2 - \alpha_1\,\sigma_1}{1 + \frac{\alpha_2}{\alpha_1}\,\frac{f_1}{f_2}} = \frac{\psi}{1 + \frac{\alpha_2}{\alpha_1}\,\frac{f_1}{f_2}},$$

womit sich die einzelnen Größen gegenseitig berechnen lassen. $\frac{1}{\alpha_1} = 1\,000\,000$ (Gußeisen), $\frac{1}{\alpha_2} = 2\,000\,000$ (Stahl). Um den Schrumpfring von d_s auf d' zu bringen, hat man um t^0 zu erwärmen; t^0 ist z. B. zu ermitteln aus

$$d' = d_s\,(1 + \alpha_w\,t)$$

$$t = \frac{d' - d_s}{\alpha_w} = \frac{0{,}003}{^1/_{80000}} = 240^\circ.$$

Die ganze Rechnung ist nur angenähert, da die Arme und beim Kranz die umgebenden Massen die Dehnung des Gußeisens sehr beeinflussen.

Manche Firmen vermeiden die Schrumpfung vollständig und verwenden für die Fuge am Kranz und an der Nabe nur Schrauben[1]). Die zweiteilige Nabe einer Maschine für 2700 KW 80 Touren und ca. 7 m Ankerdurchmesser wird durch 2×4 Schrauben zu 4″ zusammengehalten.

Die Berechnung der Stärke der Bolzen, welche die Bleche achsial zusammenhalten, stößt auf einige Schwierigkeit; diese Bolzen haben die federnden Kräfte der vielen Ankerbleche und namentlich auch deren Wärmeausdehnung aufzunehmen. Ihre größte Beanspruchung dürften sie jedoch in der Regel beim Zusammenbau erfahren. Dabei ist zu beachten, daß ein Arbeiter beim Anziehen der Schrauben maximal (häufig die Hälfte) stetig ungefähr 60 kg Zugkraft am Schraubenschlüssel ausüben kann, ruckweise ca. 80 kg, zwei Mann ziehen stetig etwa 100 kg[2]). Hat man die Schraubenstärke schätzungsweise gewählt, so

[1]) Oder Keilverbindungen.

[2]) Nach Messungen der Union E.-G.

hat man an Hand dieser Zahlen die Länge l des Schraubenschlüssels vorzuschreiben. Bei Benützung eines längeren Schlüssels besteht dann die Gefahr, daß die Schrauben abgerissen werden. Ist M_d das auf die Schraube ausgeübte Drehmoment und Q die Kraft in der Schraubenachse, so ist bekanntlich (d_1 Kerndurchmesser)

$$M_d = 0{,}11\ Q\ d_1$$

und die Beanspruchung der Schraube

$$k_z = \backsim \frac{Q}{0{,}6\ d_1^2}$$

$$k_z < 2000\ ^{1)}.$$

Die spezifische Flächenpressung k der Bleche ergibt sich aus Q

$$k = \frac{Q \times \text{Bolzenzahl}}{\text{Blechfläche} = \pi/4\ (D^2 - D_i^2)}.$$

Ueber die absolute Größe der Zusammenpressung k oder Q liegen keine Werte vor, k dürfte etwa von der Größenordnung 1 bis 10 kg/c² sein. Die spezifische Zusammenpressung ist jedoch nicht allein maßgebend, sondern auch die achsiale Ankerlänge, da sie die Federung der Bleche bedingt. Betrachtet man den Reibungsschluß der Bleche an den Endflantschen als ausschlaggebend und ist P die mittlere zu übertragende Umfangskraft, so muß bei i Ankerbolzen vom Durchmesser d_b und dem Reibungskoeffizienten μ sein

$$2\,\mu\,\sigma\,\frac{d_b^2\,\pi}{4}\,i = P,$$

falls σ die Beanspruchung der Bolzen ist.

Aus den besprochenen Gesichtspunkten erhellt, daß für die Ankerbolzen möglichst elastisches, zähes Material zu verwenden ist und daß die Bolzen möglichst durchgehend zu wählen bezw. daß Stiftschrauben, wo immer angängig, zu vermeiden sind. Sehr lange Ankerkörper hat man in einzelne Pakete zu zerlegen, die je für sich zusammengepreßt werden (Turbodynamos).

Die Berechnung der Ankernabe erfolgt nach ähnlichen Gesichtspunkten wie bei Riemenscheiben und Zahnrädern. Die Nabenlänge l_n (Fig. 432) ist in der Regel 1,0 bis 1,5 × Ankereisenlänge, bei angesetzter Kommutatornabe entsprechend der Kommutatorlänge noch etwas mehr; die Aussparungen l_s (Fig. 432) auf der Innenseite — eine

---

[1]) Bei 1" Schrauben ($d_1 = 2{,}1$ c) sei

$$M_d = 100\ \text{kg} \times 150\ \text{c}\ \ (2\ \text{Mann, Hebelarm}\ l = 150\ \text{c})$$

$$Q = \frac{15\,000}{0{,}11\ .\ 2{,}1} = 65\,000\ \text{kg}$$

$$k_z = \frac{65\,000}{0{,}6\ .\ 4{,}4} = 25\,000\ \text{kg/c}^2.$$

Die Schrauben würden abgerissen werden. Es sollte nur 1 Mann anziehen an einem Hebelarm von ca. 300 mm.

oder zwei — betragen zusammen 0,3 bis 0,5 der gesamten Nabenlänge. Die Aussparungen sind einseitig radial 5 bis 20 mm tief.

Der Außendurchmesser der Nabe ist etwa 1,5 bis 2,0 des Wellendurchmessers[1]). Er ist bei größeren Maschinen reichlich groß zu nehmen, damit man bei variabler Wellenstärke noch 50 bis 80 mm ausbohren kann. Wird der Anker auf die Welle aufgepreßt, so läßt man die Welle d um etwa $x = 1/100$ mm stärker als die Nabenbohrung bei $d < 100$ mm, bei $d = 300$ mm ist $x = \backsim \frac{4}{100}$ mm, bei $d > 500$ ist $x = \backsim \frac{1}{10}$ mm.

Auch bei kleineren Ankern empfiehlt es sich, den Anker so anzuordnen, daß man ihn ohne Demontage der Bleche von der Welle abziehen kann. Das Gleiche gilt für den Kommutator, der zweckmäßig auf die Ankernabe montiert wird.

72. Hauptmaße von Ankerkörpern.

Ich stelle für Erstkonstruktionen eine Reihe Dimensionen von Ankerkörpern zusammen, die praktischen Ausführungen entsprechen:

Ankerblechdurchmesser außen D	n	Ankerbolzen[2])		Flantschstärke[3])		Arme		Keile im Blech	
		Zahl = i	Durchmesser = δ	x (Fig. 420)	y (Fig. 420)	Zahl	max. Querschnitt		
200	1500	4 Sr[4])	3/8"	10	6	Nabe		1 St 8 × 8	1 Flantsch angegossen.
330	900	4	5/8"	18	10	„		1 „ 16 × 16	
550	—	14	1/2"	—	—	—		—	
550	600	4	7/8"	25	15	Nabe		1 „ 20 × 20	
600	—	8	5/8"	—	—	—		—	
1000	400	6	1 1/8"	30	15	6	kr 30 × 200 25 × 100	1 „ 25 × 35	
1200	400	8	1 1/4"	30	15	8	kr 40 × 250 35 × 100	8 „ 45 × 50	beide Flantsche für sich. Blech nach Fig. 390 (Keil = y mal x).
1900	150	12	1 1/4"	35	20	6	oval 125 × 175	12 „ 45 × 50	
3500	110	24	1 1/2"	40	25	8	oval 180 × 350	24 „ 50 × 60	
7000	80	72	1 1/2"	60	30	12	oval hohl 300 × 500 × 70	72 „ 20 × 40	

[1]) Zweckmäßig ist der Nabendurchmesser = 1,7 d + 10 mm (d = Wellendurchmesser).

[2]) Zum Zusammenhalten der Bleche. Es ist ungefähr $\frac{D}{6}$ bis $\frac{D}{3} = i\,\delta$ je in mm. Es mag hier noch erwähnt sein, daß man zweckmäßig Bolzen, die innerhalb der Bleche liegen, aus nichtmagnetischem Material herstellt.

[3]) $x = \backsim 2y$ und $x = \sqrt{D}$ bis $0{,}7\sqrt{D}$ in mm.

[4]) Sr = Stiftschraube, St = Stück, kr = kreuzförmig.

Die Zahl der Ankerbolzen pro vollem Ring schwankt zwischen 4 und gegen 16, bei Segmenten pro Segment zwischen 2 und 8; wenige starke Bolzen sind wohl am vorteilhaftesten; die Zahl der Ansätze (Fig. 428)

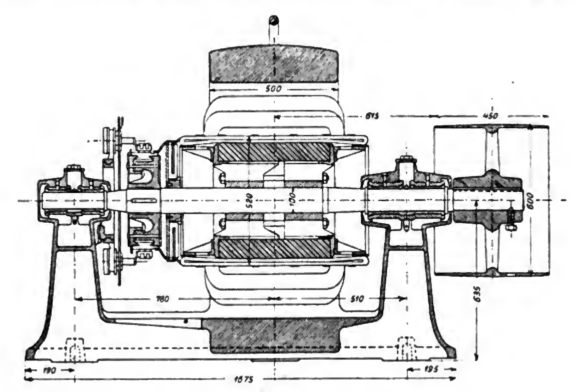


Fig. 450.
Maschinenfabrik Oerlikon. 85 PS, 470 Touren.

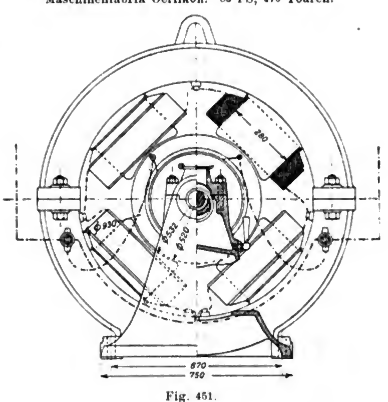


Fig. 451.

pro Arm schwankt zwischen 1 bis gegen 8. Als Keile für volle Rundbleche kann man auch Rundstahl verwenden. Die Flantsche fixiert man vermittels Prisonstiften von 5 bis 15 mm Durchmesser (Fig. 424).

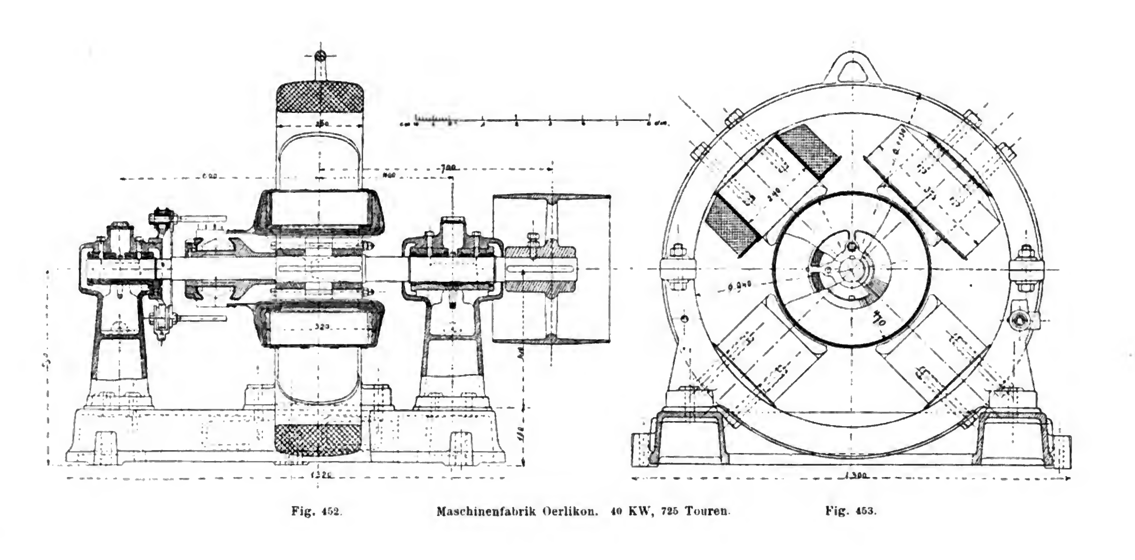


Fig. 452. Maschinenfabrik Oerlikon. 40 KW, 725 Touren. Fig. 453.

Die Endkanäle in den Flantschen mache man 4 bis 10 mm breit. Das Maß a der Distanzstücke (Fig. 408) aus Messingguß sei etwa 2 mm, b = 2 bis 4 mm, die Kupferniete c = 3 bis 4 mm. Die Ansätze der Bleche (Fig. 387) schwanken zwischen $x \times y = 30 \times 40$ und 50×60 mm, die Schwalbenschwänze (Fig. 390) macht man $x \times y = 20 \times 10$ bis etwa 100×60 mm, die Neigung α etwa 45 bis 60°, ebenso die Ausschnitte (Fig. 388).

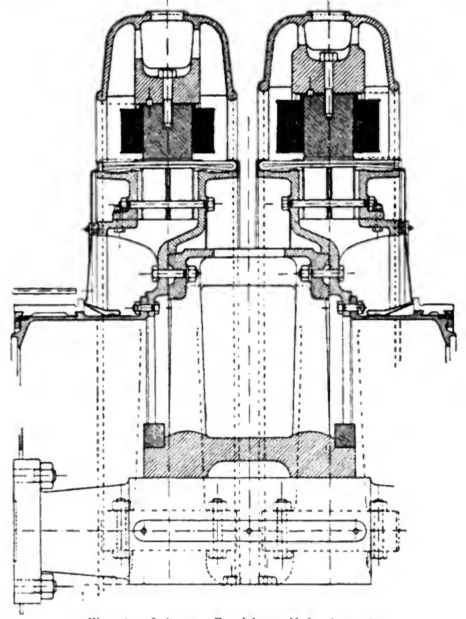


Fig. 454. Lahmeyer-Frankfurt. Maßstab 1 : 35.

Den Sprengringen (Fig. 414 und 415) gebe man die Maße 3×3 bis 5×4 oder 3 bis 6 mm Durchmesser (kleine Anker!). Die unisolierten Paßstifte (Fig. 392), die eingerieben sind, lege man auf 1 bis 3 mm an den Rand und gebe ihnen nur 5 bis 12 mm Durchmesser. Die Bolzenlöcher sind nach dem Rand zu zu schlitzen.

Bei einem Ankerdurchmesser von ca. 3 m haben die Schrauben (Fig. 443) zur Nabenverbindung etwa 3″ Durchmesser und die Schrumpfringe sind 75×85 mm stark.

Die Nabenverbindungsschrauben einer Maschine mit 7 m Ankerdurchmesser sind z. B. 2 × 4 an der Zahl mit je 4″ Durchmesser.

Für die Dimensionierung von Befestigungsschrauben (Fig. 433) sind die Gewichte der angeschraubten Teile (Kommutator, Flantsch) bezw. deren Biegungsmomente und eventuelle Zentrifugalkräfte maßgebend. Die Schrauben sind allerdings durch Prisonringe und Zentrierungsringflächen zu entlasten.

Scott gibt in Electrician 1903, 6. Februar, folgende Angaben über die Dimensionierung von Dynamomaschinen:

a) Mehrpolige Typen zur direkten Kupplung mit englischen, raschlaufenden Dampfmaschinen;

b) für langsamlaufende mehrpolige Typen:

	a	b
Durchmesser des Ankers	D	D
Wellendurchmesser	0,16 D	0,18 D
Nabendurchmesser	0,30 D	0,33 D
Kommutatordurchmesser	0,65 D	0,60 D
Kommutatorlänge	0,19 D	0,09 D
Ankerarme, Zahl	= Polzahl	= Polpaarzahl
Querschnitt	⊢⊣	⊢⊣
Stegstärke	0,02 D	0,012 D
Blechbolzen, Zahl	= Polzahl	= Polzahl
Art	halb im Blech halb im Kranz	außerhalb Blech (Schwalbenschwänze im Blech)
Durchmesser	0,03 D	0,02 D
Radiale Blechhöhe (total)	0,2 D	0,13 D
Ankerlänge l (zwischen Flantschen)	0,5 bis 0,27 D	0,26 bis 0,23 D
Freie Wickellänge, einseitig	0,2 D	0,15 D
Polbogen	P	P
Polquerschnitt	0,75 P × l	0,75 P × l
Erregerspulenhöhe = ∾ Pollänge	0,27 D	0,10 D
Jochquerschnitt (stark abgerundet)	0,76 D × 0,2 D bis 0,53 D × 0,2 D	0,35 D × 0,11 D

Die Maschinenfabrik Oerlikon verwendet für kleinere Anker mit Trommel- oder Ringwicklung die aus Fig. 450 bis 453 ersichtliche Konstruktion, die aus zwei Ankersternen mit angegossenem Preßflantsch besteht. Die Fig. 450 und 451 entspricht 85 PS Aufnahmefähigkeit, 750 Volt, 470 Touren. Die Maschine hat 100 Nuten zu 4 Leitern und doppelte zweifach geschlossene Wellenwicklung (a = 2). Das ganze Gehäuse samt Polen (ohne Polschuhe) und Grundplatte ist in einem Stück aus Grauguß hergestellt. Die Type Fig. 452 und 453 mit Ringwicklung leistet bei 725 Touren 550 Volt und 73 Ampère [1]).

Die Ankerkörper der beiden Schwungradmaschinen (Fig. 454) von

[1]) 136 Lamellen à 3 Windungen, Draht 3,0 Durchmesser, besponnen 3,6; Nutenanker.

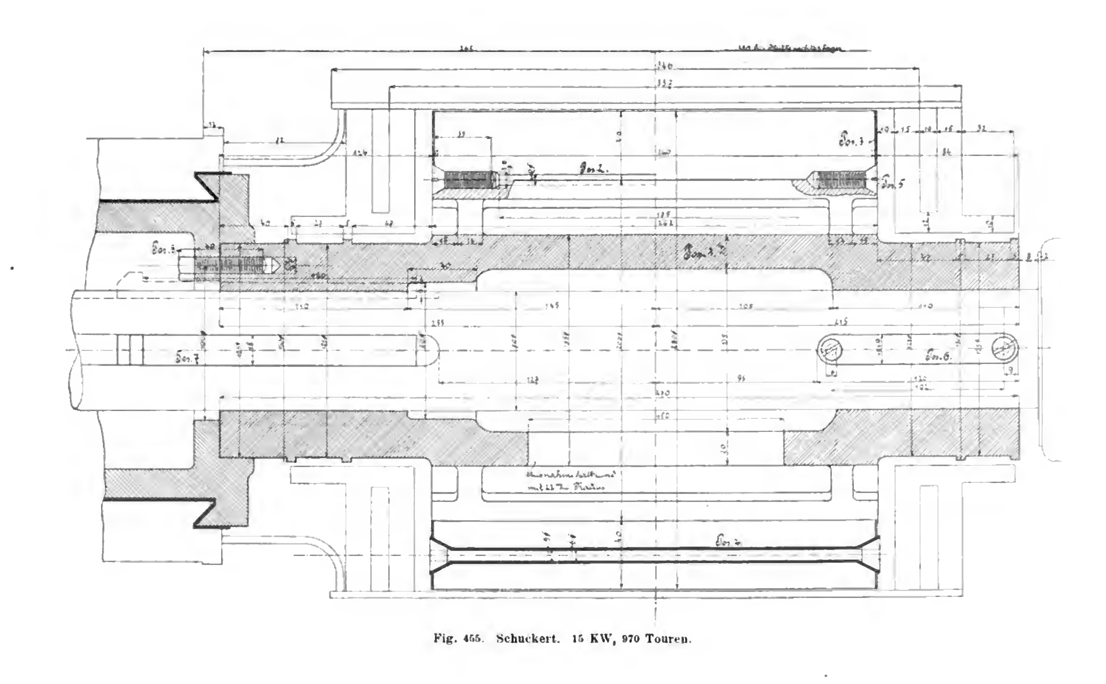


Fig. 455. Schuckert. 15 KW, 970 Touren.

Lahmeyer-Frankfurt sind an einen gemeinsamen Ankerstern angeschraubt; Hauptdaten siehe I. Teil, vorletztes Beispiel.

In Fig. 455 und 456 ist der Aufbau eines Ankerkörpers von Schuckert für einen glatten Anker von 15 KW, 970 Touren gegeben. Die Bleche sind durch isolierte Nieten zusammengepreßt und durch Stift-

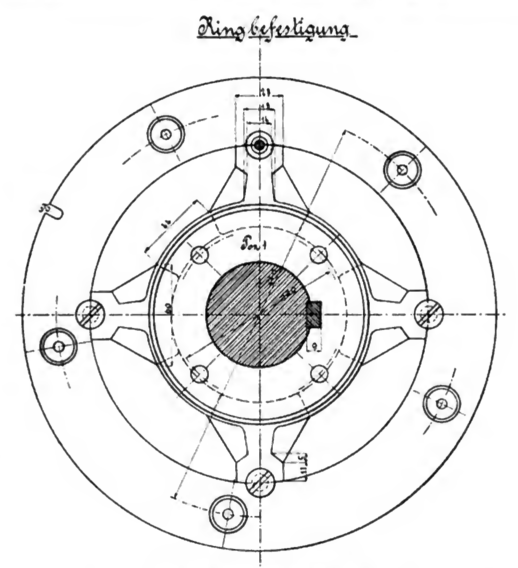


Fig. 456. Schnitt durch Fig. 455.

Pos.				Pos.		
Pos. 1.	1 Ringnabe	Gußeisen		Pos. 5.	8 Versenkschrauben	Schmiedeeisen
„ 2.	1 Mitnehmerdraht	Stahl		„ 6.	1 Feder mit 2 Schrauben	Stahl
„ 3.	2 Deckbleche	Schmiedeeisen		„ 7.	1 Keil	Stahl
„ 4.	5 Bolzen	Stahl, je 2 Muttern aus Messing, Isolation		„ 8.	4 Kopfschrauben	Schmiedeeisen

(Siehe auch Fig. 455.)

schrauben, die halb im Blech, halb in den Armen liegen, am Ankerkörper befestigt. Man beachte auch die Mitnehmernut N (Fig. 456).

Eine große Maschine derselben Firma, ebenfalls mit glattem Anker und Seitenwicklung, stellt die Fig. 457 und 458 dar (700 KW). Die Bleche werden durch zwei isolierte Nietreihen zusammengepreßt und sind außerdem durch Schwalbenschwanzkeile und Rundkeile mit dem Kranz verbunden.

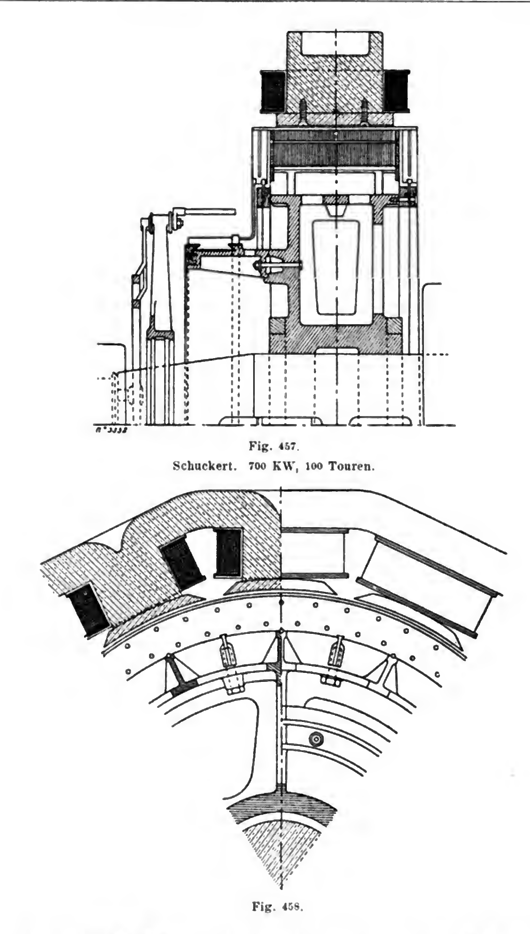


Fig. 457.
Schuckert. 700 KW, 100 Touren.

Fig. 458.

Die 1000 KW-Maschine (Fig. 459 und 460) von Siemens & Halske, Wien, hat einen doppelten Ankerkranz je mit angegossenem Preßflantsch. Die zwei Hälften werden durch zwei Reihen Bolzen, die Bleche zwischen

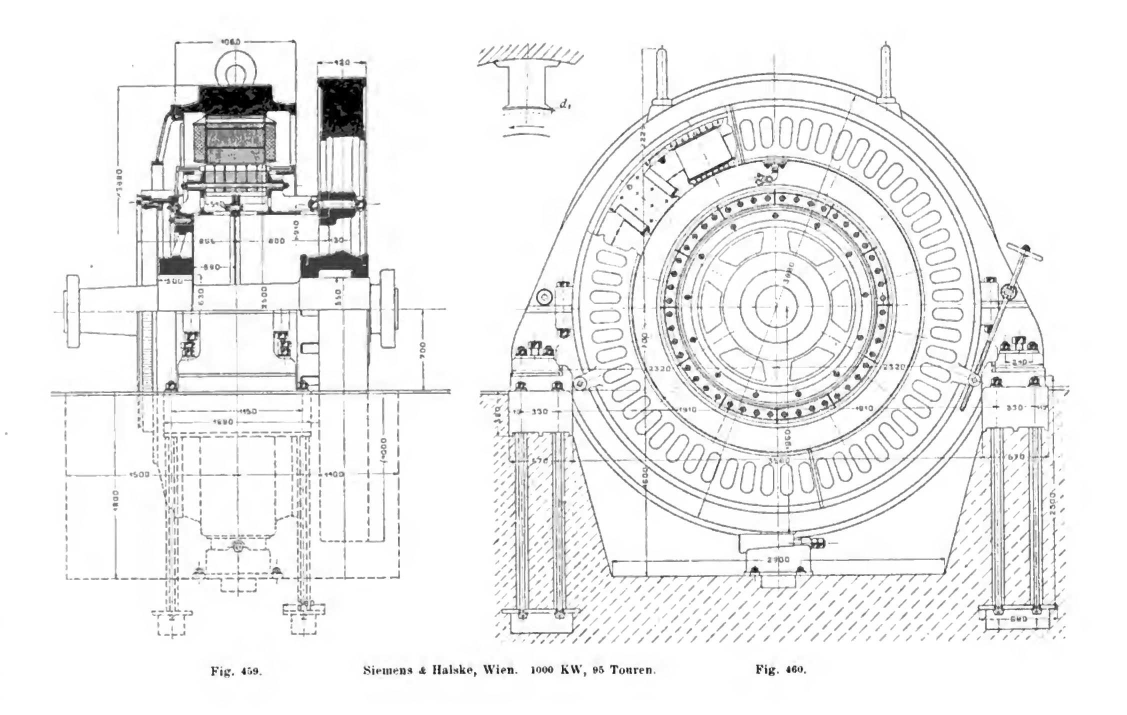


Fig. 459. Siemens & Halske, Wien. 1000 KW, 95 Touren. Fig. 460.

sich fassend, verschraubt. Der Ankerkörper ist direkt mit dem Schwungrad verschraubt, so daß Kraftausgleiche nicht durch die Welle zu passieren haben: 1000 KW, 95 Touren, 550 Volt, Ankerdurchmesser 2500 mm, Ankerbreite 540 mm, Größenkonstante 3,1; 280 Nuten 13×50 à 4 Stäbe 4×18 mm; $2p = 14$, $2a = 10$, $B_{Luft} = 11000$, $B_z = 24000$; Kommutatordurchmesser 2080; Feld-AW 18500 pro Pol.

Es soll hier auch noch auf die aus Fig. 371 zu ersehende Ankerblechbefestigung von Thury mittels aufgeschraubter schwalbenschwanzförmiger Leisten hingewiesen werden.

73. Schwungradmaschinen.

Obwohl die Schwungradmaschinen[1]) bei Gleichstrom eine weniger wichtige Rolle spielen als bei Drehstrom und das Parallelarbeiten von Gleichstrommaschinen keine besonders große Schwungmassen erheischt, ist es doch notwendig, auch Gleichstromaggregaten eine gewisse Gleichförmigkeit pro Umdrehung zu geben, da hievon eine einwandsfreie Beleuchtung abhängt. Außerdem sind gewisse Schwungmassen erforderlich, um bei plötzlichen Belastungsschwankungen allzu große Touren- und Spannungsschwankungen hintanzuhalten.

Für die Massenwirkung eines Ankers ist der Ausdruck

$$\frac{m v^2}{2} = \frac{1}{2}\, \Theta\, \omega^2$$

maßgebend, falls $m = \frac{G}{g}$ die Ankermasse, v die Geschwindigkeit am Ende des Trägheitsradius[2]), Θ das Trägheitsmoment des Ankers, bezogen auf die Drehachse, und $\omega = \frac{\pi u}{30}$ ist. In Abhängigkeit der Dimensionen bezeichnet man auch den Ausdruck GD^2 = Ankergewicht $\times$ Trägheitsdurchmesser im Quadrat als Schwungmoment, dessen Wirkung natürlich von u bezw. v abhängt:

$$\frac{m v^2}{2} = \frac{G}{2g}\left(\frac{\pi D u}{60}\right)^2 = \frac{u^2}{7200}\, G D^2. \quad . \quad . \quad . \quad 307)$$

Diese Schwungmasse soll nun bewirken, daß die Variation $v_{max} - v_{min}$ pro Umdrehung möglichst klein gegenüber $v_m = \frac{v_{max} + v_{min}}{2}$ werde bezw. daß die Winkelabweichung $\pm \alpha$ (Fig. 461) gegenüber einer gleichförmigen Bewegung möglichst gering ausfalle. Die antreibende

[1]) Diese Frage wird ausführlich gelegentlich der Drehstrommaschinen behandelt.

[2]) Roh angenähert ist v die Geschwindigkeit des Ankerschwerpunktes. Ist $\Theta = \frac{m}{2}(r_a^2 + r_i^2)$, so ist der Trägheitsradius $r_T = \sqrt{\frac{r_a^2 + r_i^2}{2}}$.

Dampf- oder Gasmaschine liefert nun eine periodisch variierende Arbeit, entsprechend dem Tangentialdruckdiagramm; der Ueberschuß über eine mittlere Arbeitszufuhr bezw. der Fehlbetrag hiezu sei A_w (schraffierte Fläche Fig. 462), dann kann man setzen:

$$A_w = m\, v_m^2\, \delta_s \quad \ldots\ldots\ldots \quad 308)$$

falls $\delta_s = \frac{v_{max} - v_{min}}{v_{max} + v_{min}}\, 2$, woraus sich das erforderliche Schwunggewicht nach einiger Umformung [1]) ergibt

$$G = \frac{c}{\delta_s}\, \frac{PS}{u\, v_m^2}; \quad \ldots\ldots\ldots \quad 309)$$

c hängt von der Anordnung der Dampf- oder Gasmaschine, d. h. von dem Tangentialdruckdiagramm ab, c = 7000 (Einzylindermaschinen) bis 1400 (Dreizylindermaschinen).

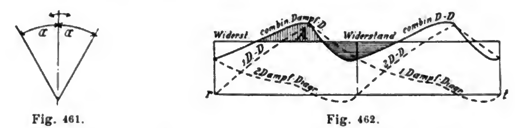


Fig. 461. Fig. 462.

Für Gleichstrommaschinen sollte δ_s nicht kleiner als $^1/_{100}$ bis $^1/_{150}$ sein; näherungsweise kann man allgemein zunächst setzen

$$G \geqq 6000\, \frac{PS + 100}{v_m^2}. \quad \ldots\ldots\ldots \quad 310)$$

Schwungradmaschinen (Fig. 454) haben manche Vorteile, wie gedrängten eleganten Zusammenbau mit der Antriebmaschine, geringere Beanspruchung der Arme, Nabe und Welle bei Belastungsänderungen, als bei besonderem Schwungrad, aber für Gleichstrom, speziell für kleinere Leistungen, bauen sich Schwungradmaschinen unverhältnismäßig schmal, groß und teuer [2]) im Vergleich zu gewöhnlichen Typen. Um die beiden Formen noch möglichst zu vereinigen, wird öfters der Ankerkörper direkt mit der Schwungradnabe oder mit den Schwungradarmen (Fig. 459) verschraubt, womit wenigstens die Welle etwas entlastet wird, sonst ist aber diese Konstruktion eher etwas unbequem und die Arme des Schwungrads werden bei plötzlichen Belastungsänderungen in bekannter Weise ebenso stark beansprucht, als ob die direkte Verbindung nicht vorhanden wäre.

[1]) Für die Arme wird einfach 10 % des gesamten $G D^2$ geschätzt.

[2]) Es werden häufig mehrfache Teilungen von Anker und Gehäuse und meist speziell steifer Jochquerschnitt in Kastenform erforderlich.

Bei genügend großem Durchmesser und entsprechend hoher Umfangsgeschwindigkeit kann der aktive Blechkörper als Schwungmasse ausreichen; es lassen sich aber auch der Kranz, namentlich die Flantsche des Ankerkörpers aus Gußeisen oder Stahlguß, als Schwungmasse ausbilden. Gestanzte Bleche sind allerdings für Schwungmassen ein zuverlässigeres Material als Gußstücke.

Besonders die Firma Lahmeyer & Co., Frankfurt, ist auf dem Gebiete der Gleichstrom-Schwungradmaschinen bahnbrechend gewesen. Sie hat eine große Zahl eleganter, tadellos funktionierender Schwungradmaschinen für Gleichstrom seit Jahren im Betrieb, obwohl manche Schwierigkeiten zur Erreichung dieses Zieles zu überwinden waren.

XVI. Ankerwicklung.

74. Herstellung der Ankerspulen.

Für die Ankerwicklung kommen runde, umsponnene Drähte von 0,15 bis 4 mm Durchmesser (ausnahmsweise bis 8 mm Durchmesser), selten umsponnener Vierkantdraht, ferner Kabel oder Litze, sowie für größere Leitungen ausschließlich Stabkupfer in Frage.

Das Kupfer muß weich, biegsam, von höchster Leitfähigkeit sein. Die doppelte Baumwollumspinnung ist doppelseitig zusammen 0,2 (bei 1 mm Durchmesser) bis 0,5 mm (über 5 mm Durchmesser) stark; einfache Umspinnung und Umklöpplung sowie einfache[1]) oder dreifache Umspinnung kommen nur ausnahmsweise vor. Bei Vierkantdrähten ist die doppelte Umspinnung etwa von der gleichen Dicke, soll sie aber gleich zuverlässig sein, so müssen die Kanten gut abgerundet werden. Ganz dünne Drähte unter 0,5 mm werden häufig mit Seide umsponnen, um die Isolationsdicke zu reduzieren (doppelseitig $< 0{,}2$ mm). Vierkantdrähte sind entweder quadratisch, oder ihre Querschnittseiten verhalten sich wie 1 : 1,5 bis 1 : 2; namentlich für Schablonenwicklung ist der Vierkantdraht ungeeignet. Für die Umspinnung und den Querschnitt von Kupferlitzen ist etwa folgende Tabelle[2]) maßgebend:

Maße blank mm	Maße umsponnen mm	Eff. Kupferquerschnitt qmm
3,7 × 3,7	4,25 × 4,25	12
7,4 × 7,4	7,95 × 7,95	45
10,3 × 10,3	10,85 × 10,85	80

[1]) Die einfache Umspinnung ist hauptsächlich für Feldspulen üblich.

[2]) Der effektive Querschnitt q_e ist bei x Drähten vom Durchmesser δ pro Kabel

$$q_e = x \frac{\delta^2 \pi}{4} \cdot \frac{l}{L}.$$

l ist die abgewickelte Drahtlänge auf die Kabellänge L. Siehe auch E.T.Z. 1902 S. 673.

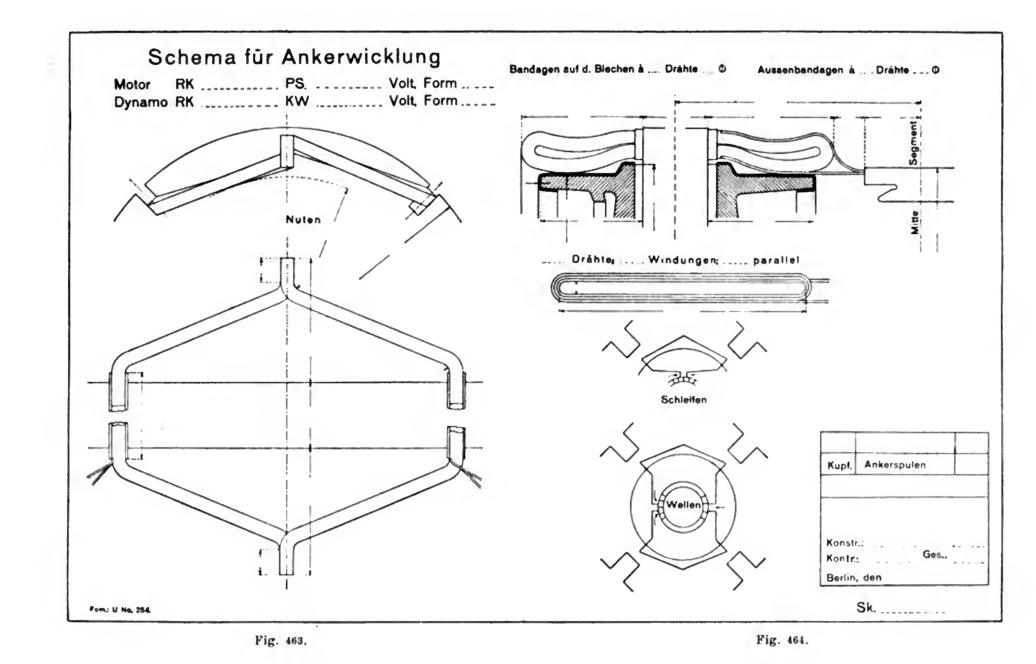


Fig. 463.

Fig. 464.

Maße blank mm	Maße umsponnen mm	Eff. Kupferquerschnitt qmm
3,1 × 4,5	3,65 × 5.05	12
6 × 9	6.55 × 9.55	45
8,3 × 12,5	8,85 × 13,05	80
2,6 × 5,2	3,15 × 5,75	12
5,2 × 10,4	5,75 × 10,95	45
7,2 × 14,4	7,75 × 14,95	80

Runde Kupferlitze empfiehlt sich für Ankerwicklungen weniger, da sie mehr Platz wegnimmt. Die Umspinnung ist etwa dieselbe wie oben.

An Kupferstäben, die man blank bezieht und mit Baumwollband umwickelt, kommen alle möglichen Dimensionen einerseits von 4 × 1 bis 4 × 4 mm und anderseits von 50 × 0,4 bis 50 × 6 mm in Verwendung. Die Ecken dieser Stäbe sind gut abzurunden oder man verwendet Kupferstäbe, die oben und unten durch Halbkreise oder Halbellipsen abgeschlossen sind. Die Abrundungen sind bei der Berechnung des Kupferquerschnitts zu beachten. Die Stärke der einseitigen Umwicklung ist bei Stäben 0,25 bis 0,5 mm. Die fertigen Draht-[1]) oder Stabspulen, deren maschinelle Herstellung gesondert besprochen[2]) wird, umwickelt man mit sich überlappendem Band von etwa 20 × 0,2 mm aus Leinen oder Baumwolle, überdies werden sie in Lack getränkt, was insgesamt einseitig etwa 0,4 bis 0,8 mm aufträgt. Die Nut wird mit (geöltem) Papier, Preßspan, Leinwand, Glimmer oder Glimmerleinwand in einseitiger Stärke von ca. 0,5 mm ausgelegt[3]). Auch für die Umwicklung der Draht- oder Stabspulen wird u. U. Glimmer, Glimmerleinwand, Preßspan u. a. statt oder zusammen mit Oelleinen oder Oelbaumwollband verwendet. Vor dem Einlegen der Spulen in die Nuten, deren Bild schon früher in Fig. 41 und 42 erster Teil und nochmals in Fig. 396, 398 bis 404 dargestellt ist, sind die Nuten an den Flantschenden gut abzurunden, um jegliche Verletzung der Isolationsmaterialien durch scharfe Kanten zu vermeiden. Die Endflantschen, auf denen die Endverbindungen der Faß- und Seitenwicklungen aufliegen, sind allseitig



Fig. 465.

[1]) Es mag hier erwähnt werden, daß es bei Handwicklung möglich ist, Maschinen mit $1\frac{1}{2}$, $2\frac{1}{2}$, $1\frac{1}{4}$ ... Windungen pro Segment zu wickeln. Dabei hat ein Segment abwechselnd 1 und 2 Windungen oder 2 und 3 etc.

[2]) Siehe Niethammer, „Einrichtung elektrotechnischer Fabrikbetriebe" in Handbuch der elektrotechnischen Praxis, Bd. II.

[3]) Sind die Spulen durch Umpressen von nahtlosen Hülsen genügend isoliert, so braucht man die Nuten nicht auszulegen.

mit einer 1 bis 2 mm starken Isolationsschicht aus Papier, Preßspan, Glimmer, Oelleinen oder Oelbaumwolltuch zu bekleben (Fig. 464)[1]; die Isolationslage wird zweckmäßig in Rinnen der Flantschen bandagiert (Fig. 465). Besonders den Stellen, an denen die Wicklung aus der Nut

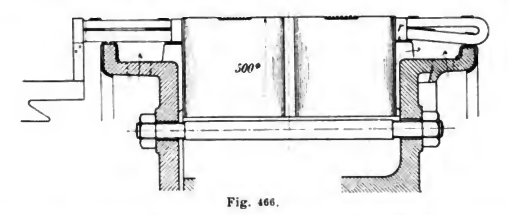


Fig. 466.

heraustritt, ist erhöhte Sorgfalt zuzuwenden; man lasse die Nutausfütterung 5 bis 20 mm über den Rand vorstehen und lege gleich darunter einen Isolationsring (s. Fig. 466), der aber die Kühlung nicht verhindern darf. Zwischen zwei Wickellagen der Stirnverbindungen legt man Preß-

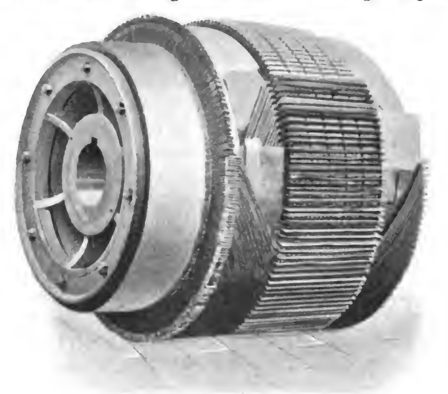


Fig. 467. Anker der General Electric Co. N. Y.

spanscheiben, wie dies deutlich aus Fig. 467 sowie aus der Seitenwicklung Fig. 468 zu ersehen ist, die auch sonst das sorgfältige Auskleben mit Isolationsstoff zeigt. Ueber die zum Kommutator führenden

[1]) Diese Figur zeigt ein vollständiges Schema für die Ankerwicklung, das von Fall zu Fall auszufüllen ist.

Anschlußenden von Drahtwicklungen schiebe man einen besonderen Baumwollstrumpf (Fig. 468). Dieses Auslegen der Nuten und Flantschen mit Isolation hat in umso stärkeren Lagen und mit umso besserem Material zu geschehen, je höher die Spannung ist. Wiener gibt für die verschiedenen Isolationsdicken folgende Werte je für ¼ bis 2000 KW:

	Belag der Flantschen	Nut-auskleidung	Zwischen zwei Lagen
Bis 150 Volt .	0,3 bis 6	0,25 bis 1,25	0,1 bis 0,4 mm
„ 500 „ .	0,4 „ 7,5	0,4 „ 1,8	0,13 „ 0,5 „
„ 3000 „ .	0,8 „ 9	0,5 „ 2,3	0,25 „ 0,65 „

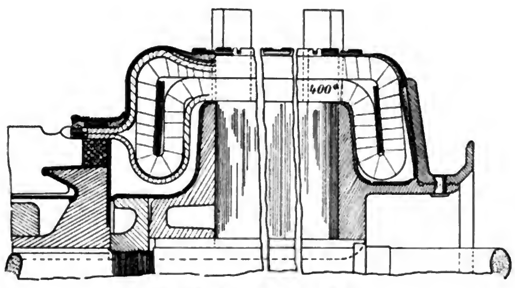


Fig. 468. Anker der Union E.-G.

Es ist sehr ratsam, möglichst viele Lagen Papier, Oelleinen etc. einzeln oder gemischt zu verwenden und die einzelnen Lagen dünn zu halten und mit Lack zu verkleben, da man die Widerstandsfähigkeit gegen Durchschläge damit wesentlich erhöht.

Die Stabspulen lassen sich entweder so herstellen, dass eine Windung aus einem einzigen Stück besteht, das rechtwinklig hochkant umgebogen ist (Fig. 466), oder aber man stellt zwei Halbspulen (Fig. 469) her, die auf der Rückseite durch eine Metallöse (Fig. 465) oder durch eine besonders geformte Metalleinlage (Fig. 469a) verbunden und verlötet werden. Im letzten Falle ist es zweckmäßig, zur Vermeidung von Kurzschlüssen zwischen diese verlöteten Enden Distanzstücke aus imprägniertem Holz zu stecken oder Leinenhauben darüber zu stülpen. Die gleiche Vorsicht empfiehlt sich für die Kommutatorseite. Die Halbspulen haben den Vorteil, daß bei Reparaturen ein fehlerhafter Stab leicht ausgelötet werden kann. Die Anordnung der Endverbindungen

Fig. 469.

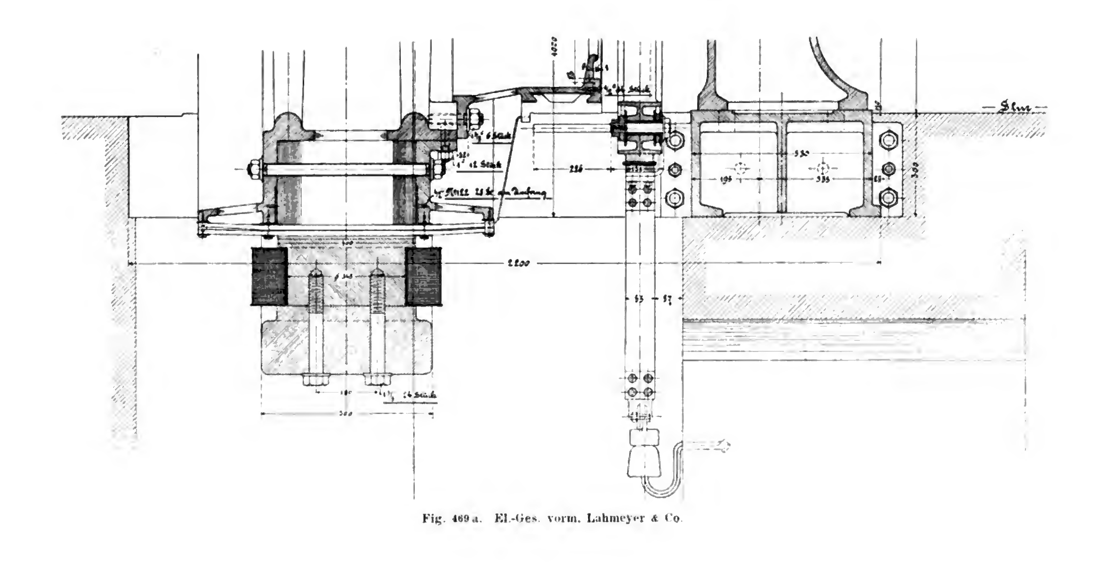


Fig. 469 a. El.-Ges. vorm. Lahmeyer & Co.

einer Seitenwicklung mit Evolventenbügel[1]) entspricht der Fig. 470. Die Bügel werden an ihrem unteren Ende mit Schwalbenschwänzen versehen (ähnlich den Kommutatorsegmenten) und durch einen Ring unter Zwischenlegung von Isolationslagen gegen die Ausbauchung durch Zentrifugalkräfte geschützt. Siehe auch Fig. 457; in letzterer Figur sind an den Bügeln kleine Haken angebracht, die zwischen zwei aus Segmenten bestehende Holzringe gepreßt werden. Bei kleineren Maschinen hält

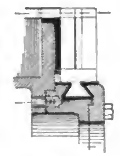


Fig. 470.

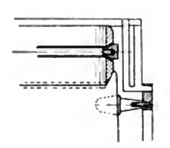


Fig. 471.

die Firma Schuckert die Seitenwicklung durch eine Bandage nach Fig. 471 fest.

Die Länge der Endverbindungen hängt bei Faßwicklungen[2]) von dem Verhältnis Zahn- : Nutbreite ab. Der Abstand x (Fig. 472) der isolierten Stäbe soll längs den freien Enden $= \geq$ 1,5 mm sein, und zwar muß diese Forderung für die Unterkante der untersten Wickellage auf

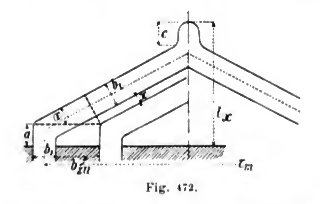


Fig. 472.

Fig. 473.

der Ankerseite mit dem größeren Wickelschritt der Fall sein. Damit ergibt sich die Neigung α der Stirnverbindungen allgemein aus

$$(b_1 + b_{zu}) \sin \alpha = (b_1 + x) \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 311)$$

worin b_1 die Nutbreite und b_{zu} die Zahnstärke je unten ist.

Die Länge der Stirnverbindung ist einseitig

$$l_f/2 = \frac{\tau_m}{\cos \alpha} + (a + c) \,.\, 2 \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 312)$$

[1]) Siehe auch Fig. 38, S. 25 erster Teil.

[2]) Die Faßwicklung hat von allen Wickelanordnungen die größte ausstrahlende Oberfläche; sie zeigt also bei gleicher kühlender Luftmenge die geringste Erwärmung.

falls τ_m der Nutschritt in cm in der Mitte der Nuttiefe und $a + c = 3$ bis 5 cm ist.

Wichtig für den Entwurf ist es noch, zu wissen, wie weit die Wicklung auslädt (Fig. 472):

$$l_x = \frac{\tau_m}{2} \operatorname{tg} \alpha + (a + c) \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 313)$$

In der Regel ist $\alpha = 30$ bis 40^0.

Die Abrundungsradien der Spulenabkröpfungen seien > 4 bis 6 mm. Statt wie in Fig. 472 die Stirnverbindungen durch gleichschenklige Dreiecke zu bilden, kann man sie auch nach Fig. 473 ausbilden. Dabei ist aber die freie Länge $l_f/2$ viel größer

$$\frac{l_f}{2} = \frac{\tau_m}{\cos \alpha} + \frac{\tau_m}{\sin \alpha} + (a + c) \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 314)$$

und auch die Ausladung ist größer:

$$l_1 = \tau_m \cdot \operatorname{tg} \alpha + a + c \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 315)$$

Bei Seitenwicklungen hat man die Fig. 474 zu entwerfen, die sich rechnerisch weniger einfach wie oben fassen läßt. x darf wieder nicht kleiner als etwa 1,5 mm werden. Es ist angenähert $(b_1 + b_2) \sin \alpha = (x + b_1)$ und die gesamte radiale Tiefe $H = h_n + a + \frac{\tau_m'}{2} \operatorname{tg} \alpha + c$ und die Bügellänge (hälftig) $= h_n + a + \frac{\tau_m'}{2 \cos \alpha} + c$. Je dünner man die Bügel macht (je kleiner b_1), desto kleiner wird die radiale Tiefe h' der Wicklung, aber umsomehr ladet sie wieder seitlich (axial) aus. b_1 ist meist 0,5 bis 3 mm. Die Bügel werden entweder in eingefräste Schlitze der Ankerleiter eingelötet oder sie bekommen Oesen, die man über die Ankerstäbe schiebt.

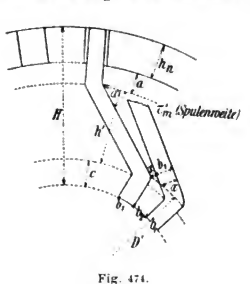


Fig. 474.

Beim Entwurf der Wicklungen ist auch darauf zu achten, daß alle bewegten Wickelteile mindestens 5 bis 10 mm von allen festen Teilen wie Lagerböcken abstehen. Ein Ueberbauen der Endverbindungen über die Lager wird namentlich bei Faßwicklung und beschränktem Raum (Bahn- und Hebezeugmotoren) öfters ausgeführt; gegen Oelschleudern und Oeltropfen sind aber dann zuverlässige Maßnahmen zu treffen.

Eine Ringwicklung von Oerlikon ist aus Fig. 452 und 453 ersichtlich.

Die eigenartige Wicklung von Parsons (Fig. 475), die bereits auf S. 173 Anm., erster Teil erwähnt ist, hat den Zweck, die Reaktanzspannung herabzudrücken, dadurch, daß die Leiter hohl und schrägliegend ausgebildet sind.

75. Befestigung der Wicklung.

Die Wicklung wird in den Nuten gegen die Zentrifugalkräfte etc. festgehalten

a) durch Keile aus Holz, Fiber oder Metall (Fig. 398 ff.),
b) durch Bandagen in Draht- oder Bandform (Fig. 468).

Bei Ringankern, besonders bei kurzen Typen, sind u. U. keine Bandagen erforderlich. Bei Anbringung von Keilen hat man den Nuten

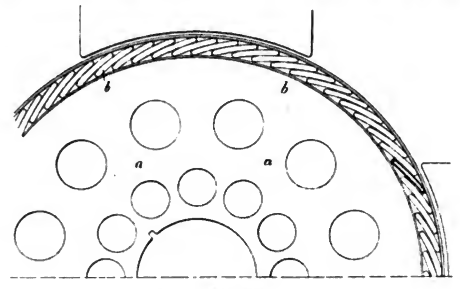


Fig. 475.

besondere Formen zu geben (Fig. 398 ff.); bei sehr hohen Geschwindigkeiten muß der Keil sehr stark werden und muß eventuell aus Metall (Aluminium oder Magnalium)[1]) bestehen. Die Keilstärke ist 2 bis 7 mm und die Neigung der Seitenflächen gegen die Tangente $\geqq 60^\circ$. Der Keil ist umsomehr beansprucht, je breiter die Nut, je tiefer die Nut d. h. je größer ihr Kupfergewicht und je höher die Umfangsgeschwindigkeit ist.

Die Biegungsbeanspruchung des Keils läßt sich einfach berechnen: Ist G_n das Nutkupfergewicht + Zentrifugalkraft pro cm axialer Länge und $b \times h$ der Keilquerschnitt, so ist die Beanspruchung des Keils

$$\sigma_b = \frac{6 \cdot G_n \cdot b}{8 \cdot h^2} \text{ bis } \frac{6}{4} \frac{G_n \cdot b}{h^2} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 316)$$

je nachdem G_n gleichmäßig verteilt oder konzentriert aufgefaßt wird.

[1]) Oder Bronze.

Man rechnet zweckmäßig mit dem Mittelwert

$\sigma_b \leq 50$ kg/c² für Holz und Fiber,

≤ 100 bis 200 für Aluminium und Messing.

In einem extremen Fall (Turbodynamo, v = 80 m, r = 0,3 m, Zentrifugalkraft 150 kg pro c Länge) kann sich z. B. ergeben bei einem Keil, der dick × breit = 10 × 15 mm ist

$$\sigma_b = \frac{6 \cdot 150 \cdot 1{,}5}{8 \cdot 1} = 170 \text{ kg/c}^2.$$

Die Keile sollten nicht über die Ventilationskanäle weggehen, sondern aus Teilstücken bestehen. Keile nehmen weniger vom Luftspalt in Anspruch als Bandagen, verringern auch die Wirbelströme in den Ankerleitern etwas [1]), vergrößern aber die Selbstinduktion der Nut mehr als unmagnetische Bandagen.

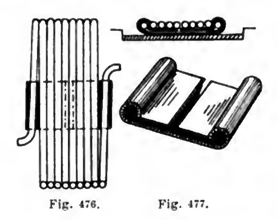


Fig. 476. Fig. 477.

Selbst wenn man Nutkeile verwendet, hat man noch auf die Stirnverbindungen Bandagen zu legen, die in der Regel aus einer Reihe getrennter spiralförmiger Drahtlagen von je 10 bis 20 nebeneinanderliegenden Drähten aus Phosphor- oder Siliziumbronze oder Stahl bestehen. Anfang und Ende jeder Einzelbandage (Fig. 468) werden in einem aus Fig. 476 ersichtlichen Schloß festgehalten. Um einen innigen Zusammenhang der einzelnen Drähte zu erzielen, überzinnt man sie etwas über die ganze Breite, und umschlingt sie von Zeit zu Zeit durch einen Blechstreifen, was allerdings die Wirbelstrombildung begünstigt. Aus letzterem Grunde macht man die Bandagen nicht aus einem Stück, sondern unterteilt sie in Stücke von 10 bis 30 mm Breite und läßt

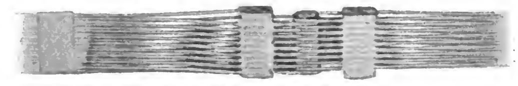


Fig. 478. Bandage der General Electric Co. N. Y.

Lücken dazwischen. Auch der Durchmesser des Bandagendrahtes darf deshalb, sofern er auf dem Ankereisen liegt, nicht größer als 0,5 bis 2 mm sein. Die Bandagen berechnet man wie einen Zylinder, auf den gleichmäßig verteilte radiale Kräfte wirken.

Die gesamte Zentrifugalkraft der Ankerwicklung ist

$$G_c = \frac{Z q l_m \gamma}{g} \frac{v^2}{r},$$

[1]) Dadurch, daß die Leiter tiefer in der Nut liegen.

wenn l_m die mittlere Wickellänge pro Leiter, sofern sie nicht anderweitig festgelegt ist, Z die Leiterzahl, q der Leiterquerschnitt, $D = 2r$ der Ankerdurchmesser, v die Umfangsgeschwindigkeit der Wicklung und $\gamma = 8{,}9$ das spezifische Gewicht ist. In einfacher Weise erhält man als gesamte Kraft P, die senkrecht zu jedem gesamten Bandagenquerschnitte wirkt, falls alle Maße in cm ausgedrückt werden

$$P = \frac{Z q l_m \gamma . v^2}{\pi D . 9{,}81 . 10^5}$$

oder

$$P = l_m . Z . q D u^2 \times 0{,}8 : 10^{-10} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 317)$$

u ist die minutliche Umlaufszahl. Wenn anderweitige Befestigungsmittel vorhanden sind, so kann man unter l_m den Teil der Leiterlänge verstehen, der von der Bandage tatsächlich zu halten ist. Die Zugbeanspruchung der Bandagen wird damit, wenn x Bandagendrähte zu $\frac{\pi \delta^2}{4}$ Querschnitt vorhanden sind

$$k_z = \frac{P}{x . \frac{\pi \delta^2}{\mu}}.$$

Die Bruchfestigkeit K_z ist für

Phosphorbronzedraht . .	4000	bis	7000	kg/c²
Siliziumbronze	6000	„	8000	„
Stahldraht	9000	„	19000	„

Für k_z ist höchstens $^1/_{10}$ obiger Werte von K_z einzusetzen. Bei der Berechnung von P ist gegebenenfalls zu berücksichtigen, daß in gewissen Betrieben und bei manchen Motorarten u, dessen Wert im Quadrat eingeht, die normale Tourenzahl beträchtlich übersteigen kann. Serienmotoren für Krane sind z. B. mindestens für doppelte normale Tourenzahl zu berechnen.

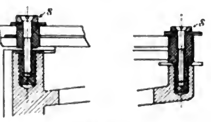


Fig. 479.

Bei kleineren Maschinen hat man öfters 2 bis 4 Bandagen zu 10 bis 20 Drähte von 0,6 bis 1 mm Durchmesser auf dem Eisen und je 2 gleiche auf den Endverbindungen.

Bei langsamlaufenden, namentlich auch bei schmalen Maschinen kann man die Bandagen auf dem Eisenkörper ganz weglassen und sie nur auf den Stirnverbindungen anbringen. Dies empfiehlt sich besonders auch für große Durchmesser, bei denen es sehr schwer wird, einwandsfreie Bandagen aufzuziehen (Durchm. $>$ 3 m), da die Dehnung $\Delta l = \alpha \sigma_z l$ auf die große Länge zu hoch wird. Man findet deswegen immer mehr die Praxis, die Wicklung in den Nuten durch Keile fest-

zulegen und nur außen Bandagen anzuwenden, die bei großem Ankerdurchmesser in Segmentform mit Drahtschlössern (Fig. 478) oder als Metallbänder s (Fig. 479) mit Keil-, (Scharnier-) oder Schraubenschloß[1]) aufgebracht werden. Das letzte Drahtsegment (Fig. 478) muß justierbar sein, der definitive Schluß wird mit Hilfe von besonderen Schraubenspannvorrichtungen ausgeführt. Die Segmente Fig. 479 werden wie ersichtlich zur Vermeidung von Kurzschlüssen allseitig isoliert in die Tragflantsche angeschraubt. Die Stirnverbindungen lassen sich auch ähnlich wie bei Seitenwicklungen (Fig. 470) durch Schwalbenschwänze (Fig. 480) festhalten. In Fig. 481 (D. R.-P. 118253) werden die Bandagen durch radiale, am Ankerblech befestigte Haken festgehalten. Helios ließ sich

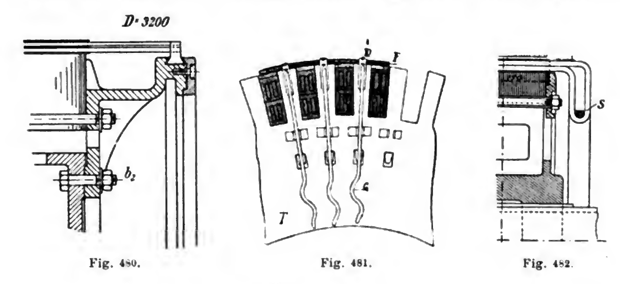


Fig. 480. Fig. 481. Fig. 482.

Bandagen patentieren, die aus Metallbändern bestehen, die wie Schrumpfringe warm aufgezogen werden.

Um die Bandagen nicht zu viel in den Luftspalt hineinragen zu lassen, womit die Gefahr des Streifens erhöht wird, kann man im Anker Eindrehungen o vorsehen (Fig. 466). Statt der Eindrehungen im Anker finden sich auch gegenüber den Bandagen Aussparungen im Polschuh.

Unter die Bandagen, für die sich Phosphorbronze am meisten empfiehlt — für die Stirnverbindungen ist auch Stahldraht angezeigt — lege man eine 0,4 bis 0,7 mm starke Isolationslage (siehe auch Fig. 466) aus Preßspan, Glimmer o. ä., die 3 bis 5 mm beiderseits über die Bandage vorstehen soll. Man will damit Kurzschlüsse zwischen Bandagen und Wicklung vermeiden. Den bandagierten Anker bestreicht man mit leicht trocknendem Lack. Die einzelnen Bandagen verbindet man öfters durch Querbänder mit Haken untereinander (Fig. 468). Die Seitenwicklung (Fig. 482) von Alioth wird durch eine Schnurbandage s, die zwischen die Endverbindungen gezogen wird, festgehalten.

[1]) Siehe einige Bandagenschlösser in Arnold, Gleichstrommaschine 2. Teil S. 91 oder Niethammer, Einrichtung elektrotechnischer Fabrikbetriebe.

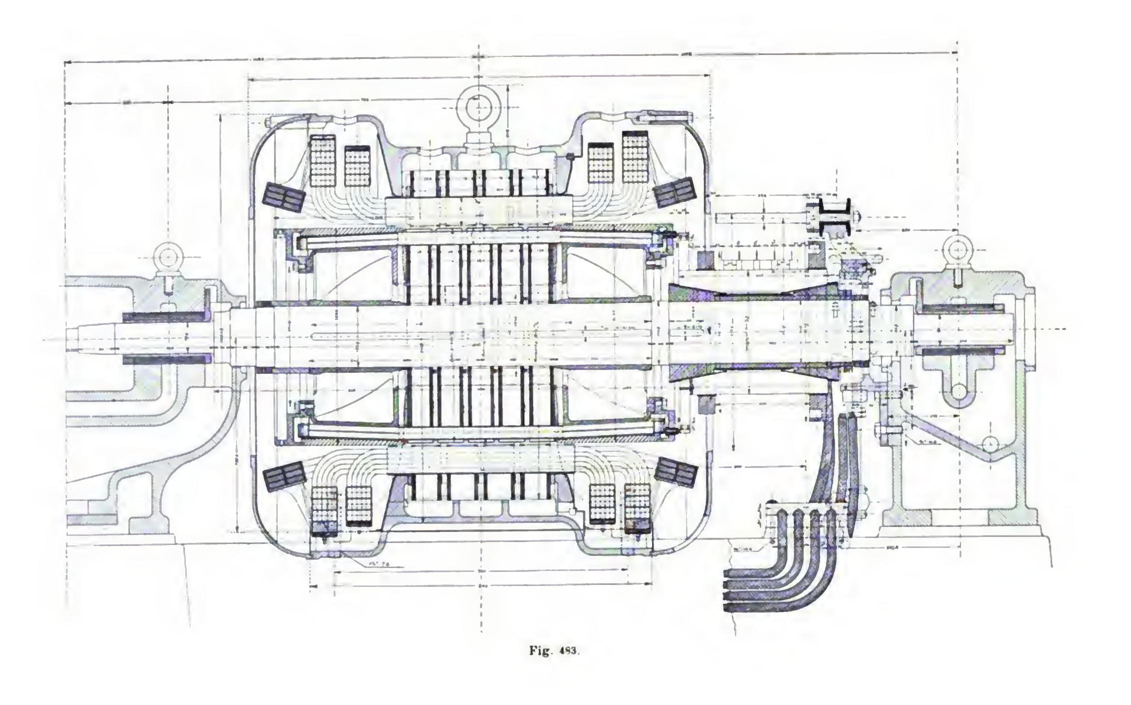


Fig. 493.

Bei hohen Umfangsgeschwindigkeiten wird es eventuell nötig, die Endverbindungen (Faßwicklung) direkt durch übergeschobene, unmagnetische Bronze- oder Nickelstahlringe zu halten, da Bandagen der Zentrifugalkraft nicht standzuhalten vermögen. Zwischen Ring und Wicklung ist aber dann eine genügend dicke präzise Isolationsschicht oder eventuell eine genau abgedrehte Metallbandage vorzusehen. Eine solche Konstruktion für eine zweipolige Turbodynamo von 225 KW 3000 Touren 470 Volt der Oesterr. Union E.-G. ist in Fig. 483 ge-

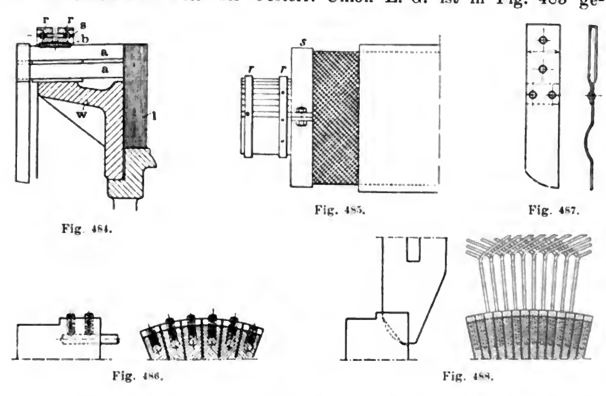


Fig. 484. Fig. 485. Fig. 487. Fig. 486. Fig. 488.

zeichnet; ferner beachte man D. R.-P. 127214 von Siemens & Halske (Niethammer Mod. Ges. Fig. 64), worin der geschlossene Ring konisch aufgepreßt wird. In dem österreichischen Patent No. 10161 der Wiener Firma Siemens & Halske werden die Stirnverbindungen durch zwei entgegengesetzte konische Vollringe festgepreßt (Fig. 484). Die Beanspruchung solcher Ringe berechnet sich aus $0.08\ v^2$ z. B. bei $v = 100$ m/sek. zu 800 kg/c². Bei nicht allzu hohen Geschwindigkeiten kann auch ein geteiltes und verschraubtes Stahlband s (Fig. 485) Verwendung finden. In den allermeisten praktischen Fällen dürfte übrigens eine kräftige Stahldrahtbandage genügen.

76. Kommutatorverbindungen. Ausgleicher.

Die Verbindung von Drahtwicklungen mit dem Kommutator geschieht einfach dadurch, daß man die nochmals gut isolierten Spulenenden je zu zweien in die Kommutatorsegmente einlötet (Fig. 468) oder einschraubt (Fig. 486). Bei Stabwicklungen benützt man in der Regel besondere Kommutatorverbindungen (Fig. 487) aus dünnem Kupferblech,

Nickelin, Eisen, die man mit Oesen zur Verlötung und Vernietung mit den Ankerstäben versieht. Diese Verbindungen dienen zugleich zur kräftigen Ventilation des Kommutators. Siemens & Halske ließen sich eine Konstruktion patentieren[1]), bei der an den Verbindungen noch besondere Flügel vorgesehen sind. Sie sind entweder blank oder mit Lack bestrichen, selten umklöppelt (nur bei geringem Abstand). Es ist im Interesse der Betriebssicherheit des Kommutators, die Kommutatorverbindungen vor dem Zusammenbau der Segmente in diese einzulöten. Der Anschluß einer Seitenstabwicklung an den Kommutator ist aus Fig. 488

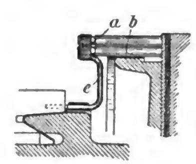


Fig. 489.

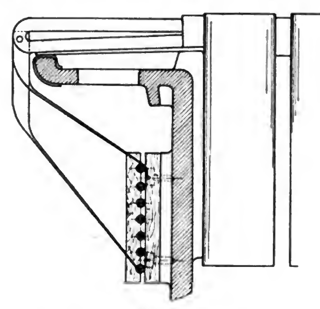


Fig 490.

ersichtlich. Eine sehr praktische, wenig Platz beanspruchende Kommutatorverbindung von Brown & Boveri zeigt Fig. 489. Auch bei dicken Drähten oder vielen Drähten pro Segment, welche einen zu breiten und tiefen Schlitz in den Segmenten erheischen würden, sieht man am besten besondere Kommutatorstreifen vor. Das Einlöten der Verbindungen in den Kommutator ist weitaus das verbreitetste Vorgehen; das Einschrauben hat wohl für Reparaturen einigen Vorteil, aber die Schraubenbefestigung ist namentlich auf die Dauer bedeutend minderwertiger als die Lötung.

Die Ausgleichsringe für Schleifenwicklungen werden entweder auf der Rückseite des Ankers (Fig. 490) oder in gleicher Ausführung hinter den Kommutatorverbindungen untergebracht, sie werden in Abständen von etwa 1 cm in Holzklemmbacken festgelegt (siehe auch Fig. 54, I. Teil) und als gut isolierte Kupferrundstäbe ausgeführt. Die sich je über die doppelte Polteilung erstreckenden Ausgleichsbügel b bringt man zweckmäßig in der aus Fig. 450 und 454 ersichtlichen Weise hinter dem Kommutator unter. Der Anschluß der Ausgleicher auf der Rückseite (Fig. 490) hat für die Werkstätte den Nachteil, daß man an der Ankerwicklung besondere Lösstellen zu schaffen hat, während im andern Fall (Fig. 450) direkt an die Kommutatorsegmente angeschlossen werden kann.

[1]) D. R.-P. 135950.

XVII. Kommutator.

77. Konstruktion des Kommutators.

Der Kommutator (Fig. 491) soll ganz getrennt vom übrigen Anker hergestellt werden und erst bevor die Ankerwicklung mit den Lamellen verbunden wird, auf die Ankerwelle[1]) oder den Ankerkörper aufgezogen werden. Zum Festhalten der Segmente, die möglichst nur aus bestem gezogenen Kupfer herzustellen sind, dienen eine Kommutatornabe bezw. ein Kommutatorkörper aus Gußeisen sowie Preßringe oder Preßstücke. Früher versuchte man öfters aus Preisrücksichten die Lamellen aus Bronze- oder Kupferguß oder auch aus Stahl herzustellen; harte, homogene Bronze, die aber große Geschicklichkeit in der Zusammensetzung und Gießerei erheischt, kann u. a. ganz gute Dienste leisten, aber besonders für die allgemein verwendete Kohlenbürste eignet sich weitaus am besten die gezogene Kupferlamelle. Die Form der Lamelle ist je nach der Befestigungsart verschieden, meist sieht man schwalbenschwanzförmige Preßflächen (Fig. 492 bis 495) vor, wobei die durch die zwei Einschnitte geschaffenen drei Teile a der Lamelle häufig etwa gleich lang sind. Weitere Formen, zum Teil mit ebenen Preßflächen, sind aus Fig. 496 bis 505a ersichtlich.

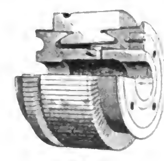


Fig. 491.

Auf der Wicklungsseite der Lamelle wird zunächst meist eine Rille (Fig. 492) ausgedreht, welche die Grenze bezeichnet, bis zu der die Bürsten aufliegen können. In dem nicht nutzbaren, übrig bleibenden Teil, der häufig einen erhöhten Ansatz, eine Nocke (Fig. 504) hat, die aber die Lamelle nur unnötigerweise verteuert und deswegen zu vermeiden ist, wird ein Schlitz eingefräst, in den die Spulenenden oder Kommutatorverbindungen eingelötet (Fig. 492) werden. Statt Schlitzen

[1]) Um die Welle leicht erneuern zu können, sollte der Kommutator am Ankerkörper befestigt werden.

kann man auch gebohrte Löcher vorsehen, was besonders für die allerdings nicht zu empfehlenden geschraubten Kommutatorverbindungen (Fig. 504) erforderlich wird. Es ist darauf zu achten, daß der Schlitz

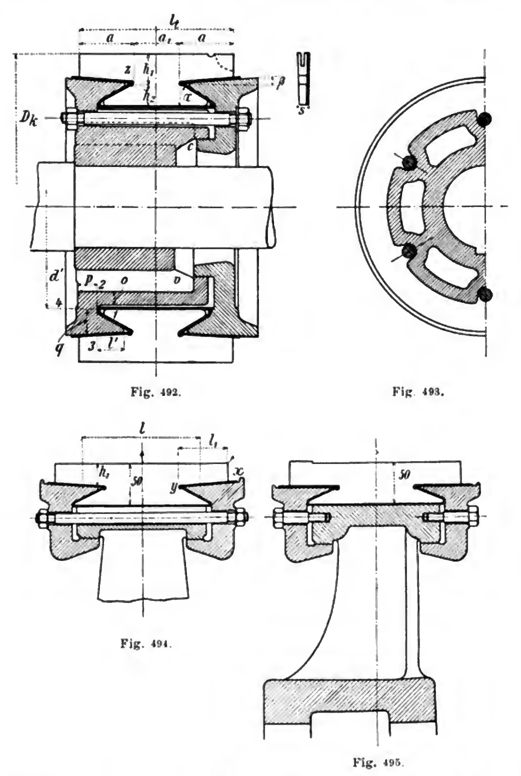


Fig. 492. Fig. 493.

Fig. 494.

Fig. 495.

im Segment zum Einlöten der Wickelverbindung keinesfalls bis auf den Grund geht[1]). Die Isolation der Segmente gegeneinander sowie gegen den Eisenkörper besteht aus bestem Glimmer, es werden wohl hin und wieder Surrogate wie Asbest und namentlich Preßspan versucht oder

[1]) Sonst wird die Isolation verletzt.

verwendet, aber jedenfalls für Spannungen über 400 Volt sind sie nicht zu empfehlen. Die Isolationsstärke zwischen den Lamellen ist etwa 0,5 (Niederspannung) bis 1 mm, bei hoher Spannung und funkenempfindlichen Maschinen manchmal bis 2 mm. Die Isolationszylinder (Fig. 506) zur Isolation gegen den Körper sind 1 bis 3 mm stark, bei Spannungen $>$ 600 Volt bis 5 mm; es ist besonders auf gute Isolation der spitzen Ecken (y Fig. 494) zu achten. Die Isolationsflächen sollen an allen Trennfugen möglichst weit vorstehen (siehe die Stelle x Fig. 494). Häufig bestehen diese Isolationsteile aus drei einzelnen zylindrischen bezw. konischen Flächen, die an den Stoßstellen genügend weit über die Metallteile vorstehen müssen. Oefters werden jedoch die Flächen zur Isolation der Schwalbenschwänze aus V-förmigen gepreßten Ringen (Fig. 506) hergestellt, wobei bei der Herstellung besonders auf einwandfreien Zustand der Ecke y (Fig. 494) zu sehen ist. Der Lamellengrund liegt am allerbesten auf dem Kommutatorkörper unter Zwischenlegung des Isolationszylinders[1]) vollständig stramm auf, so daß die Ansammlung von Metallstaub und Schmutz an diesen Stellen vermieden ist. Den Grund des Kommutatorkörpers mit Löchern zu versehen oder überhaupt ganz offen zu

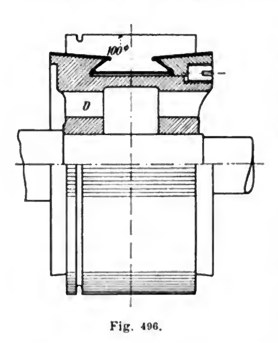


Fig. 496.

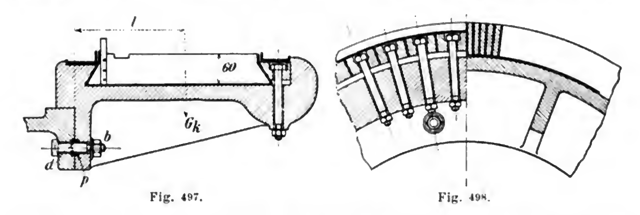


Fig. 497.

Fig. 498.

lassen, ist wegen der Gefahr von Kurzschlüssen durch hereinfallenden Staub etc. nicht zu empfehlen. An den Seiten x (Fig. 494) bringt man eine gut lackierte Schnurbandage (Fig. 497) oder eine Lackglasur an, um ebenfalls eine Ansammlung von Staub hintanzuhalten. Die Lamellen sind unten an ihrer dünnsten Stelle beiderseits gut abzurunden, so daß ein Zwischenraum zwischen den anstoßenden Segmenten entsteht.

[1]) Diese Isolationsringe müssen aus elastischen Glimmerlagen bestehen.

Die Höhe h_1 (Fig. 492) ist beiläufig gleich h_2 und schwankt etwa zwischen 10 (kleine Typen) und 40 mm. Die Lamellenstärke s ist oben und unten etwas verschieden, der kleinere Wert sollte 2 bis 3 mm

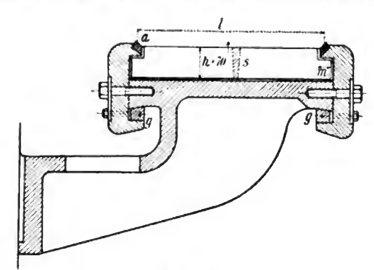
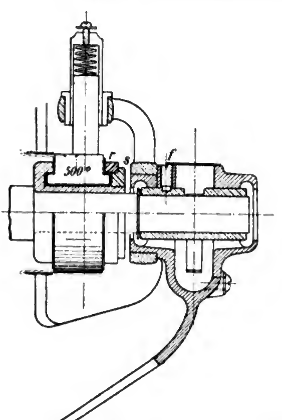


Fig. 499.

nicht unterschreiten. Der $\sphericalangle\ \alpha$ (Fig. 492) ist von Firma zu Firma verschieden, er ist etwa 20 bis 45° (kleine Werte empfehlenswerter), β schwankt zwischen 0 und 15°.

Bei kleinen Kommutatorkörpern (Fig. 492), die in der Regel aus Gußeisen bestehen, bei hohen Geschwindigkeiten auch aus Bronze oder Stahlguß, wird ein konischer Preßring angegossen, während große Kommutatoren (Fig. 495) meist zwei angeschraubte, lose Preßringe[1]), häufig aus Stahlguß, besitzen.

Der ganz kleine Kommutator



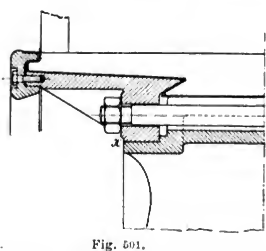


Fig. 500[2]). Maßstab 1 : 7. Fig. 501.

[1]) Lahmeyer-Frankfurt fertigen Kommutatorpreßringe aus Profileisen, D. R.-P. 146553.

[2]) Statt 500 Durchmesser lies 50 Durchmesser.

Fig. 500 wird durch einen warm aufgezogenen Schrumpfring r und eine Ueberwurfmutter s zusammen gehalten. Manche Firmen verwenden zwei solche Schrumpfringe beiderseits auch für größere Typen. Bei guter Ausführung ist nichts dagegen einzuwenden; es tritt aber sehr leicht der Fall ein, daß die Ringe zu lose aufgezogen werden oder daß das Isolationsmaterial einschrumpft, dann gibt es lose Segmente. Bei großen Kommutatordurchmessern wird es wünschenswert oder aus Guß- und Transportrücksichten erforderlich, die Preßringe in Segmente zu teilen. Damit ist auch ein teilweiser Lamellenersatz ohne völlige Demontage des Kommutators möglich. Ist ein Preßring angegossen, so ist eine Teilung des losen Ringes in Segmente von z. B. 1 m Länge mit je drei Schrauben ohne weiteres angängig. Sind beide Preßringe lose, so sind sie noch durch Schrauben oder Keile in Richtung des

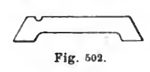


Fig. 502.

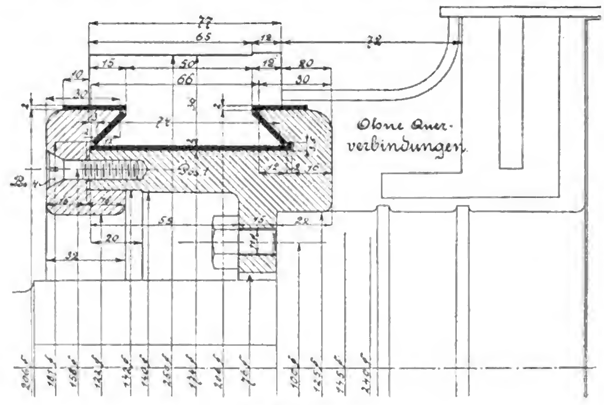


Fig. 503. Schuckert.

Umfangs mit dem Kommutatorkörper zu verbinden. Bei der Befestigung durch Stiftschrauben (Fig. 495) geschieht das an sich.

Die losen Preßringe haben meist Ringansätze (Fig. 492) gegen den Körper, um radiale Kräfte aufzunehmen. Aus ähnlichen Gründen, wie sie gelegentlich der Ankerkörper erörtert wurden, sind zum Festschrauben der Preßringe Stiftschrauben nicht zu empfehlen. Die Kommutatorschrauben sollen aus zähem Material bestehen, möglichst lang, durchgehend und elastisch sein, da sie sowohl beim Zusammenbau als nachher durch Wärmeausdehnung stark beansprucht werden können. Eine

irgendwie genaue Vorausberechnung ist selbstredend fast unmöglich. Die Bolzen sind so nah als möglich an die Lamellen heranzusetzen. Um dabei doch die Möglichkeit zu wahren, die Lamellen direkt ohne Luftsack auf den Kommutatorkörper aufsetzen zu können, spare man im Körper die Rinnen (Fig. 493) aus, in denen die Bolzen sitzen. Stift-

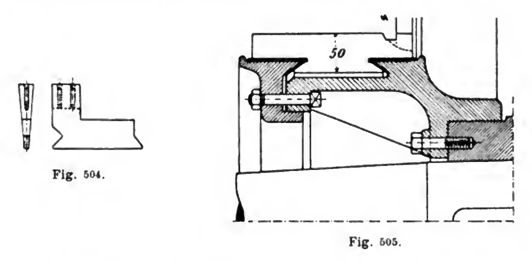


Fig. 504.

Fig. 505.

schrauben (Fig. 503) ergeben allerdings eine billigere Konstruktion. Die Stiftschrauben lassen sich in einfacher Weise durch Kopfschrauben (Fig. 505) ersetzen. Siemens & Halske ersetzen die vollen Preßringe durch einzelne kleine konische Preßstücke (Fig. 497 u. 498), die immer nur eine kleine Anzahl Lamellen vermittels radialer Schrauben festhalten, so

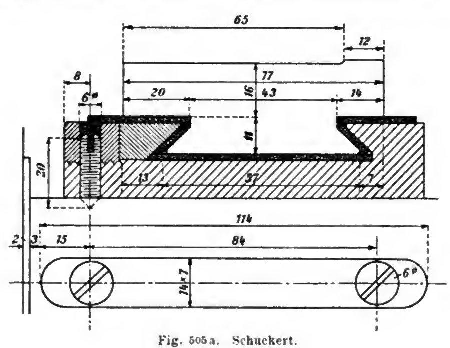


Fig. 505a. Schuckert.

daß ein Ersatz einzelner Lamellen leicht vor sich geht. Bei kleineren Kommutatoren hält man den Preßring einfach durch einige kleinere Stiftschrauben fest (Fig. 496), die halb im Ring, halb im Körper liegen, oder aber durch eine Ueberwurfsmutter (Fig. 505a). Preßt man die Segmente auf dem Grund des Kommutatorkörpers fest und läßt man dafür im

Konus etwas Spiel; verbindet man ferner Glimmer- und Kupfersegment durch guten Lack solid miteinander, so ist die üble Erscheinung, daß einzelne Lamellen vorstehen und zu Funkenbildung Veranlassung geben, nicht zu fürchten. Der Kommutator Fig. 499 hat keine konischen Ansatzflächen an den Lamellen. Die Preßringe werden durch besondere konische Stahlringe g an den Kommutatorstern angepreßt. Zur Verhinderung der Ueberbrückung der Lamellen durch Staub sind zu beiden Seiten Ambroinringe a vorgesehen. Die Spitzen (Fig. 492) der Preßflantsche sind gut abzurunden und auf der Gegenseite in der Lamelle ist ein tiefer, radial genügend breiter Schlitz vorzusehen, so daß in diesen Ecken Platz für die Isolation vorhanden ist und der Körper von den Lamellen genügend absteht. Sehr lange Kommutatoren (Niederspannungsmaschinen oder hohe Kommutatorgeschwindigkeit v_k) hat man an den Enden nochmals zu stützen, wie dies aus Fig. 501 ohne weiteres ersichtlich ist. In dieser Abbildung ist der Preßflantsch ohne Ringansatz einfach zylindrisch (x) auf den Körper geschoben. Der Kommutatorkörper bildet bei kleinen Typen eine einfache Nabe, die auf die Welle oder auf die Ankernabe gekeilt wird. Größere Maschinen haben radial oder gekröpft achsial verlaufende Armsterne mit rechteckigen, kreuzförmigen oder elliptischen Armen als Kommutatorkörper, die ebenfalls auf die Ankernabe gekeilt oder seitlich an dieselbe angeschraubt werden. Die Schrauben schütze man durch eingelegte Prisonringe p (Fig. 497). Eine relative Verdrehung des Kommutators gegenüber dem Anker bezw. der Ankerwicklung muß ausgeschlossen sein, was einfach durch Paßkeile erreicht wird, die aber viel schwächer gehalten werden können als Federn in der Welle, z. B. 12 × 12 mm bei 200 mm Nabendurchmesser.

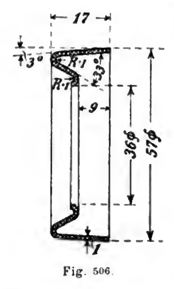


Fig. 506.

Namentlich bei Bahnmaschinen mit einem Pol an Erde ist die Gefahr vorhanden, daß Ueberschläge vom Kommutator auf den Kommutatorkörper erfolgen; zur Verhinderung dieser Erscheinung sind in Fig. 499 Ambroin- oder Stabilitringe a, die man auch durch verknüpfte Schnüre ersetzen kann, eingelegt und in Fig. 507 die Muttern durch Isolationshauben (Ambroin) abgedeckt.

Nur selten wurden Kommutatoren mit der Bürstenlauffläche statt in Zylinderform in einer radialen Ebene ausgeführt (alte Edisonmaschinen, kleine Schuckertmotoren). Die Firma Schneider in Creusot hat etwa in Anlehnung an die alten Innenpolringanker von Siemens & Halske ohne besonderen Kommutator die Stirnverbindungen (Faßwicklung) von Trommelwicklungen direkt als Kommutatorlamellen ausgebildet. Die Bürstenauflagelinie verläuft dabei ebenso wie die Stirnverbindungen unter 30 bis 40° gegen die Achsrichtung. Der Kommutator und die ganze

Maschine wird dadurch wohl etwas kürzer, aber die Konstruktion ist kaum zu empfehlen [1]).

Für manche Bergwerksbetriebe sind Motoren mit gut gekaspeltem Kommutator erwünscht; der übrige Teil des Motors kann völlig freiliegen. Eine solche Anordnung hätte den Vorteil, wesentlich kleinere Abmessungen zu erzielen als die völlige Kapselung; sie bereitet indes konstruktiv ziemlich große Schwierigkeiten. Die Aufgabe ist nur zu lösen, wenn man den Kommutator fliegend außerhalb des sog. Kollektorlagers anbringt und die sämtlichen Kommutatorverbindungen durch die hohle Achse legt (D. R.-P. 131 299 von Siemens & Halske).

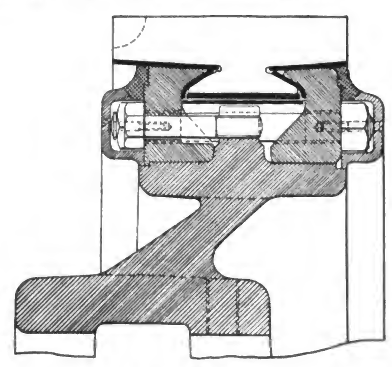


Fig. 507. Maßstab 1 : 4.

78. Dimensionierung des Kommutators.

Für die Berechnung der Wandstärken sind Gußrücksichten, die Beanspruchungen beim Zusammenbau und Biegungsbeanspruchungen durch Eigengewichte und Zentrifugalkräfte maßgebend.

Für die Dimensionierung der Nabe, sofern überhaupt eine vorhanden ist, kann man ähnliche Gesichtspunkte wie beim Ankerkörper obwalten lassen (Nabenlänge $\geqq$ Lamellenlänge, Nabendurchmesser $=$ 1,3 bis 1,5 Nabendurchmesser innen). Die Lamellenlänge ergibt sich aus der elektrischen Dimensionierung der Bürsten. Sind die Bürsten je a mm breit (Achsrichtung), sitzen sie in einem Kasten von b mm Wandstärke und sind i Bürsten pro Stift vorhanden, so ist die Kommutatorlänge etwa

$$(a + 2b + 5)\, i + 10 + c \text{ in mm},$$

sofern c die Länge ist, die zum Einlöten der Endverbindungen erforderlich ist ($c = 10$ bis 50 mm).

[1]) Siehe die verschiedenen Berichte über die Elektrotechnik auf der Pariser Ausstellung (z. B. Z. V. D. I. oder Eclairage Electrique 1900 u. 1901).

Die Keile zum Aufkeilen der Kommutatornabe machte man an Hand der Keiltabelle (unter XIV), nur gehe man in die Spalte Wellendurchmesser mit etwa $^1/_3$ bis $^1/_6$ der Nabenbohrung ein. Der Kommutator wird entweder hydraulisch auf die Welle oder Ankernabe aufgezogen oder durch Schrauben gegen achsiale Verschiebung geschützt. Einige Gesichtspunkte zur Ermittlung der Beanspruchung von Kommutatorteilen gebe ich nachstehend. Ist D_k der Kommutatordurchmesser, so ist die Zentrifugalkraft pro kg Kommutatorlamelle [1])

$$\frac{1}{10}\,\frac{2\,v_k^2}{D_k} = C \quad \ldots\ldots\ldots \quad 318)$$

(v_k = Umfangsgeschwindigkeit, alles in m). Die Biegungsbeanspruchung einer Lamelle vom Gewicht G_l nach Fig. 499 ist dann (s = Lamellenstärke)

$$\frac{C\,.\,G_l}{2}\,.\,\frac{l}{2} = W\,.\,k_b \quad \ldots\ldots\ldots \quad 319)$$

$$W = \frac{s\,h^2}{6},\ k_b < 300\ \text{kg/c}^2.$$

Für eine Lamelle mit zwei Schwalbenschwänzen ist (Fig. 494) l nicht die ganze Lamellenlänge ($\backsim$ $^2/_3$) und G_l auch nur etwa 60 bis 90 % des gesamten Gewichts. Außerdem werden aber auch noch die beiden Lamellenflügel je vom Gewichte G_x nach außen gebogen, wofür gilt (Fig. 494)

$$\frac{C\,.\,G_x}{2}\,\frac{l_1}{2} = W\,.\,k_b \quad \ldots\ldots\ldots \quad 320)$$

$$W = \frac{s h_1^2}{6}.$$

Die Preßflantsche werden auf Biegung und Schub beansprucht und zwar die Querschnitte 1 bis 2, 1 bis 3 und 1 bis 4 (Fig. 492). Im ungünstigsten Falle ist

$$\frac{C\,.\,G_l\,.\,k}{2}\,l' = W\,.\,k_b \quad \ldots\ldots\ldots \quad 321)$$

$$k = \text{Lamellenzahl},\ W = \frac{\pi\,d'q^2}{6},\ k_b < 200\ \text{kg/c}^2\ \text{(Gußeisen)}$$

$$< 500\ \text{kg/c}^2\ \text{(Stahlguß)},$$

ferner

$$\frac{C\,.\,G_l\,.\,k}{2\,.\,o\,.\,\pi d'} = k_z \quad \ldots\ldots\ldots \quad 322)$$

und

$$\frac{C\,.\,G_l\,.\,k}{2\,.\,p\,.\,\pi d'} = k_z \quad \ldots\ldots\ldots \quad 323)$$

$$k_z < 150\ \text{kg/c}^2\ \text{(Gußeisen)},\ < 500\ \text{kg/c}^2\ \text{(Stahlguß)}.$$

[1]) Bei $D_k = 0{,}4$ und $v_k = 30$ m ist $C = 900$ kg pro kg.

Die Beanspruchung der Befestigungsschrauben b (Fig. 497) berechnet sich aus

$$k_b = \frac{G_k \cdot l}{\frac{i}{2} \cdot 0{,}1\, d^3} \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad . \quad 324)$$

falls G_k das Kommutatorgewicht und i die Bolzenzahl ist (die Hälfte ist tragend angenommen), $k_b < 600$ kg/c². Diese ganze Beanspruchung wird allerdings in der Regel durch Ansätze- oder Prisonringe aufgenommen.

Die radiale Abnützungstiefe der Lamellen ist nicht zu knapp zu wählen; auch nach mehrmaligem Abdrehen dürfen die Lamellen nicht mechanisch so geschwächt sein, daß sie auseinanderfliegen, was besonders bei Lamellen mit Aussparungen nach Fig. 502 zu fürchten ist. Eine Marke, welche die Grenze der zulässigen Abnützung deutlich angibt, ist sehr zu empfehlen. Funkenfrei arbeitende Kommutatoren mit Kohlenbürsten können allerdings verschiedene Jahre laufen, ohne abgedreht zu werden.

Eine Teilung des Kommutators bei großem Durchmesser ist nicht angängig; deswegen schraubt man große Kommutatoren stets mit großem Hohlraum fliegend seitlich an den Ankerarmstern, um so über die Kurbeln von Dampfmaschinen wegzukommen. Eine Teilung des Kommutatorkörpers ist möglich, aber wohl erst bei Maschinen über 2000 PS erforderlich; dann muß man aber den Kommutator erst am Aufstellungsort zusammenbauen, was viele Hilfsapparate erheischt.

An Hand von bewährten Ausführungen gebe ich in der folgenden Tabelle die Hauptmaße verschiedener Kommutatoren (Fig. 492):

Alle Maße in mm.

D_k	u	h_1	h_2	o[1])	p[1])	Bolzen		Arme	
						Zahl	Durchmesser	Zahl	Stärke
150	1700	11	11	7,5	12	1 Mutter	—	—	—
250	1000	22	22	10	27	4	1/2"	4	20
460	500	30	20	12,5	35	6	5/8"	6	25
700	375	35	25	14	45	8	7/8"	8	25
1650	90	30	20	20	45	12	1 1/8"	12	40
2700	90	35	25	40	45	24	1 1/8"	8	40

Der grade Ansatz in Fig. 499 ist 20 bis 40 mm lang; die Schrauben g haben nur etwa 3/4 der Stärke der darüberliegenden. a_1 (Fig. 492) schwankt zwischen 0,3 bis 0,5 l_t. Angenähert ist o^{mm}

[1]) Für den losen Ring ebenfalls so groß. u = Umdrehungen pro Minute.

$= 5$ bis $8 \sqrt{D_k{}^{dm}} + 2^{mm}$; $p^{mm} = 8 \sqrt{D_k{}^{dm}} + 5^{mm}$; die Summe aller Bolzenquerschnitte in qcm: $i \frac{\delta^2 \pi}{4} = \sim \frac{D_k{}^{cm}}{5}$; Armzahl $= \frac{1}{5} \sqrt{D_k{}^{mm}}$ bis $\frac{1}{7} \sqrt{D_k{}^{mm}}$, Armstärke in mm $= 1$ bis $0{,}8 \sqrt{D_k{}^{mm}}$.

79. Kühlung. Hohe Umlaufszahlen.

Die Kommutatoren sind nach Möglichkeit so auszubilden, daß die Luft auf der Innenseite des Kommutatorkörpers durchstreichen kann, damit die Wärme der Kommutatorsegmente, welche ohne wärme-

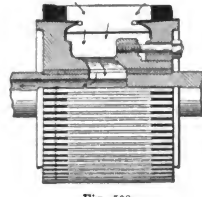


Fig. 508.

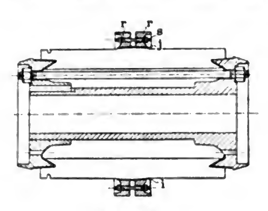


Fig. 509.

isolierenden Luftsack auf dem Eisenkörper aufliegen sollen (Fig. 507 fehlerhaft), kräftig abgeführt wird. Auch bei kleinen Kommutatoren sind also achsiale Ventilationslöcher v (Fig. 496) auszusparen. Bei größeren Durchmessern ist die Kühlung des Kommutators leichter zu bewerkstelligen; durch entsprechende Formgebung der Arme kann sie wesentlich unterstützt werden. Die Luft, die nach der Innenseite des Kommutators eingesaugt wird, soll in den Ankerkörper und längs der Stirnverbindungen getrieben werden. Die schaufelförmige Ausbildung der Kommutatorverbindungen zur Wicklung unterstützen die Kühlung auf der Außenseite und diejenige der Bürsten ganz erheblich. Es ist auch schon versucht worden, einen radialen Ventilationskanal in langen Kommutatoren vorzusehen. In Fig. 454 streicht die Luft, welche von den Ankerventilationskanälen angesaugt wird, über die Außenfläche des Kommutators. Auf einem außen und innen gut gekühlten Kommutator kann sich auch kaum Staub ansetzen.

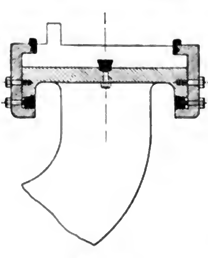


Fig. 510.

Die eigenartige Konstruktion Fig. 508 hat den Zweck, durch einen

saugenden Luftzug, der zwischen den Lamellen verläuft, die Funkenbildung zu unterdrücken (U. S. P. 716476).

Eine besonders schwierige Aufgabe ist die Konstruktion raschlaufender, langer Kommutatoren. Für Körper und Preßringe ist dann nur Stahl oder Bronze zu verwenden. Einige Spezialkonstruktionen [1]) für diesen Fall sind in Fig. 509 bis 515 gezeichnet. Verhältnismäßig einfach sind die geknickten Segmente Fig. 513 von Bergmann. Die Konstruktion Fig. 509 entspricht dem österreichischen Patent Nr. 10161 von Siemens & Halske: Um die Kommutatorsegmente zusammenzuhalten, wird auf einem Teil der Oberfläche der zusammen-



Fig. 511.

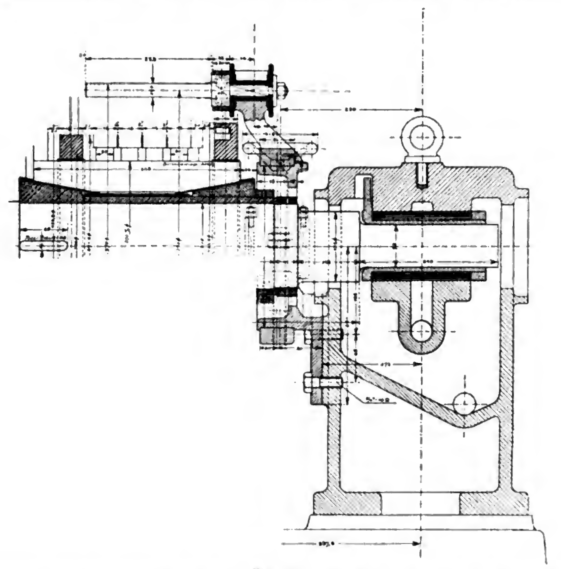


Fig. 512.
Kommutator einer Turbodynamo der österr. Union E.-G. für 3000 Touren, 650 Volt, 650 Ampère.

gebauten Lamellen eine doppeltkonische Fläche j angedreht, auf welche zwei schmiedeeiserne, innen konisch ausgedrehte Bandagenringe r r isoliert so aufgebracht werden, daß sie die Oeffnungen mit größerem

[1]) Siehe auch Niethammer, Mod. Ges. Entw. elektr. Masch. u. App. Fig. 63.

Durchmesser einander zukehren. Die Ringe werden durch eine Anzahl von gleichmäßig über den Umfang verteilten Schrauben s angespannt. Die Firma Lahmeyer-Frankfurt dreht in raschlaufende Kommutatoren rechteckige oder schwalbenschwanzförmige Rinnen, in welchen die durch Federn seitlich (achsial) angepreßten Bürsten laufen (D. R.-P. 145448).

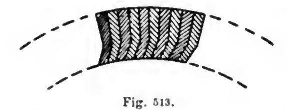


Fig. 513.

Die Kommutatoren der Turbodynamos werden in der Regel mit Schrumpfringen nach Art der Fig. 371, 483, 512[1]) zusammengehalten. Diese Ringe werden gleichzeitig zum Ausbalanzieren benützt. Die Anordnung Fig. 514 (D. R.-P. 142339) von Siemens & Halske hat den Vorteil, die Kommutatorlänge zu halbieren und damit die Festigkeit zu erhöhen, außerdem ventilieren die Stege v äußerst kräftig. Eine weitere beachtenswerte Lösung ist die Verwendung von Innenkommutatoren[2]), die

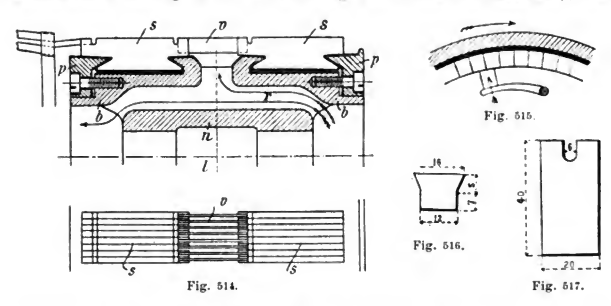


Fig. 514. Fig. 515. Fig. 516. Fig. 517.

vielleicht auch am ehesten eine Verwirklichung ganz abgeschlossener Kommutatoren, wie sie für Bergwerke wünschenswert sind, ermöglicht. Diese Innenkommutatoren kommen namentlich auch bei rotierenden Bürsten in Frage.

80. Bürsten und Bürstenhalter.

Es kommen in Frage

a) Kohlenbürsten (Fig. 516 bis 518),
b) Kupfer- bezw. Gazegewebe-, Kupferblatt- (Fig. 519 bis 521) und Kupferdrahtbürsten,
c) Messinggewebe- und Messingblattbürsten,

[1]) Fig. 512 gehört zu der Maschine Fig. 483, welche 3000 Touren macht.
[2]) Fig. 515.

d) kombinierte Kupferkohlenbürsten (Fig. 522); mit Kohle oder Graphit getränkte Metallbürsten; Kohlenbürsten mit eingelegten Kupferstiften u. a.

Durch den Schlitz in Fig. 517 geht eine Befestigungsschraube, die Kohle Fig. 518 hat eine Haube zur Stromableitung. Kupferblattbürsten nach Fig. 521 kommen für Brush-Bogenlichtmaschinen zur Anwendung. Die Bürsten stehen entweder annähernd radial oder mehr oder minder tangentiell zum Kommutator, ersteres ist bei Kohle die Regel, letzteres bei Metall. Die Breite üblicher Kohlenbürsten schwankt zwischen 10 und 50 mm (bei größeren Typen 30 bis 40 mm), die Dicke[1]) zwischen 5 und 30 mm und die Höhe zwischen 25 und 60 mm (je niedriger desto

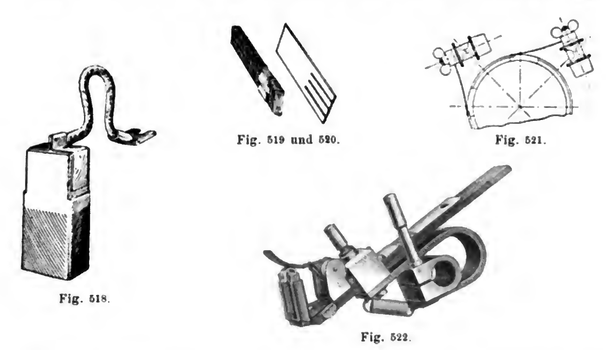


Fig. 518. Fig. 519 und 520. Fig. 521. Fig. 522.

besser); Metallbürsten sind 10 bis 30 mm breit, 3 bis 10 mm stark und 60 bis 250 mm lang. Bei Kupferkohlenbürsten macht man die Kupfer- und die Kohlenbürste je 4 bis 8 mm dick, die Kohlenbürste sitzt vor der Metallbürste.

Man muß bestrebt sein, mit möglichst wenig Bürstentypen auszukommen (4 bis 6 Breiten und ebensoviel Dicken). Die Kohle wird in der Regel als Block, nur selten als Streifen verwendet, während für Metall die lange Streifenform am üblichsten ist. An Kohle unterscheidet man zwei Hauptarten: weiche für hohe Stromdichte, also für Niederspannungsmaschinen und harte für Hochspannungsmaschinen.

Die Konstruktion der Bürstenhalter ist noch eine recht mannigfaltige. Die Bürste sitzt entweder fest im Halter, was für Metallbürsten die Regel ist, oder lose als Plungerbürste, was für Kohlenbürsten ver-

[1]) Für raschlaufende Maschinen und Bahnmotoren gehe man nicht unter 10 mm Dicke.

breitet ist. Zum Festdrücken der Bürsten werden sowohl Blattfedern als Spiralfedern oder auch Torsions(Uhr-)federn benützt.

Eine einfache, verbreitete Konstruktion eines Metallbürstenhalters von Schuckert ist in Fig. 523 gegeben: Die Feder f muß dauernd gut elastisch bleiben. Die Stromableitung geht von der Bürste b nach der Fassung c, durch die Stahlfeder f und den gesprengten Ring x zum Zapfen. Alle Querschnitte müssen reichlich groß[1]) sein, namentlich darf die Feder f nicht warm werden, eventuell entlastet man sie durch

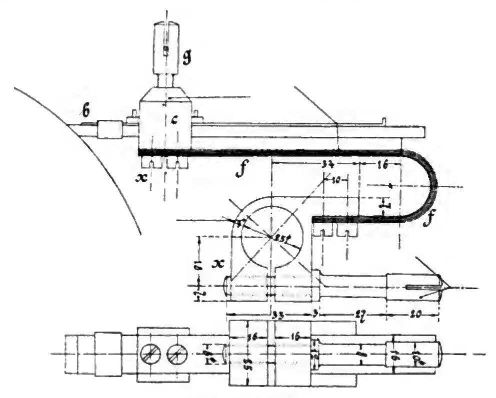


Fig. 523. Schuckert.

ein paralleles Kupferkabel. Es gibt auch Metallbürstenhalter, die zum Anspannen eine Spiralfeder haben. Es ist darauf zu achten, daß die Stellen x (Fig. 523) keinesfalls zu nah an den Kommutator kommen. Auf die Gewebebürste wird zur Verteilung der Pressung der Schraube g eine Blechzwischenlage gelegt.

Kohlenbürstenhalter mit festen Kohlen sind in Fig. 524 bis 530 gezeichnet[2]). Eine einfache Befestigung der Kohle ergibt die Fig. 529 (D. R.-P. 115 499), wobei eine Ueberwurfmutter die Kohle festhält, ferner Fig. 530 (D. R.-P. 131 676):

Die Kohle k wird zwischen einem festen b und einem davon getrennten, beweglichen Klemmbacken c gehalten. Der bewegliche Backen c

[1]) Beanspruchung $<$ 1 Amp/qmm.

[2]) Fig. 525 und 524 nach Fischer-Hinnen, Fig. 527 und 526 von Schuckert, Fig. 532 und 531 Siemens & Halske Wien, Fig. 533 bis 535 Union E.-G. Berlin, Fig. 528 nach Esson. Ich verweise weiter auf D. R.-P. 118 337, 130 228 und 133 388.

hat zwei Keilflächen, von welchen eine auf der Kohle k und die andere auf einer am Bürstenkörper a vorgesehenen schiefen Ebene gleitet, um durch Festziehen einer Spannschraube e, f den beweglichen Backen c seitlich gegen die Kohle k und letztere gleichzeitig gegen den Boden des Bürstenhalterkörpers a zu pressen.

Einige bewährte Plungerbürstenhalter zeigen die Fig. 531 und 532, 533 bis 535. Ganz vorzüglich bewähren sich offenbar die losen Bürsten ohne eigentlichen Kasten, die sog. Reaktionsbürstenhalter Fig. 531 und 532). Der Bürstenklotz wird ohne weitere Führung durch einen gespannten Hebel gegen die Rückwand gepreßt. Die Bürsten sind

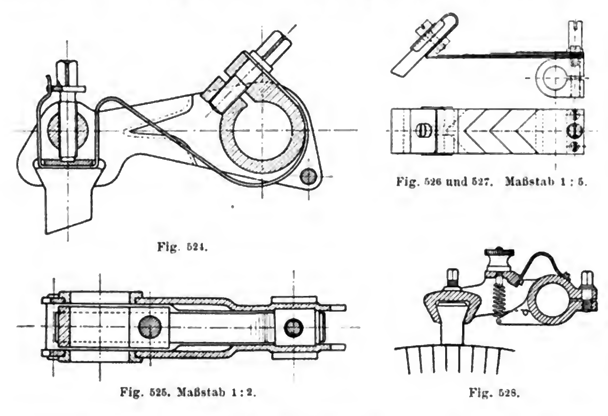


Fig. 524.

Fig. 525. Maßstab 1 : 2.

Fig. 526 und 527. Maßstab 1 : 5.

Fig. 528.

so einzustellen, daß die Bewegung den Druck auf die Unterlage verringert und daß die Kohle leicht spielt, was in der Regel beim Laufen gegen die Bürste der Fall ist. Die Fig. 522 zeigt einen Kupferkohlenbürstenhalter von Schuckert, der gestattet, den Kommutator wesentlich kleiner zu halten, als bei Kohlenbürsten, aber doch den Kommutator weniger angreift als Kupferbürsten. Man kann auch pro Spindel einige Kupferbürsten und eine Kohlenbürste vorsehen; auf den einzelnen Spindeln versetzt man die Kohlenbürsten, die den Kollektor polieren sollen, gegeneinander.

Da Metallbürsten heutzutage nur noch ausnahmsweise (bei Niederspannungsmaschinen und Turbodynamos[1]), wofür aber auch Kohle versucht wird) Anwendung finden, soll hier nicht weiter auf die Konstruktion

[1]) Bis zu Kollektorgeschwindigkeiten von 30 m/sek. ist man jedenfalls in der Lage, Kohlenbürsten zu benützen, darüber ist es fraglich.

der zugehörigen Halter eingegangen werden. Wichtig ist, daß der Halter dauernd gut federt und nicht zu schwer ist und daß die Bürsten nicht ausfransen und aus möglichst feinem weichen Material bestehen. Etwas Schmierung ist bei Metallbürsten häufig empfehlenswert, was bei Kohle nicht der Fall ist. Für Turbodynamos ist es wichtig, daß der Anpressungsdruck der Bürsten fein reguliert werden kann; die Halter

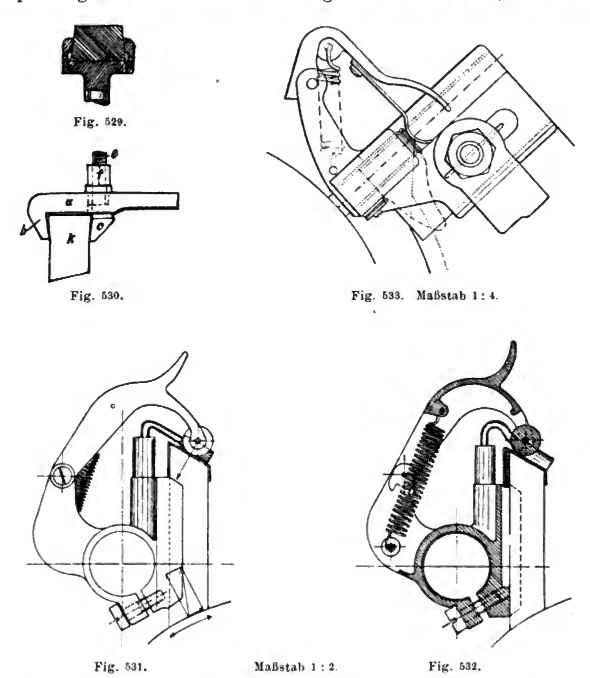


Fig. 529.

Fig. 530.

Fig. 533. Maßstab 1 : 4.

Fig. 531. Maßstab 1 : 2. Fig. 532.

müssen so elastisch federn, daß sie nicht vom Kommutator abgeworfen werden.

An die Kohlenbürstenhalter hat man folgende Anforderungen zu stellen:

1. Die Bürste und der Halter sollen so leicht als möglich sein, damit sie den kleinen Unebenheiten des Kommutators leicht und rasch folgen können. Dies ist besonders für raschlaufende Maschinen wichtig.

Plunger- und Reaktionsbürsten sind in dieser Hinsicht am besten. Sie müssen aber doch widerstandsfähig sein, d. h. sie sollen sich nicht verbiegen und durch Erschütterungen der Maschine nicht in Vibration geraten.

2. Der Bürstenauflagedruck soll in Größe und Richtung dauernd möglichst konstant und leicht regulierbar sein (Torsionsfeder mit vielen

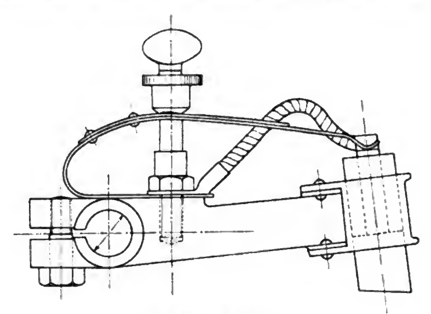


Fig. 534. Maßstab 1 : 2.

Windungen). Die Regulierung des Druckes soll durch eine feine Justierschraube geschehen; die sprungweise Abstufung von Fig. 535 bewährt sich z. B. nicht, weil dabei die einzelnen Bürsten meist verschiedenen Auflagedruck haben und der Strom sich sehr ungleichmäßig verteilt.

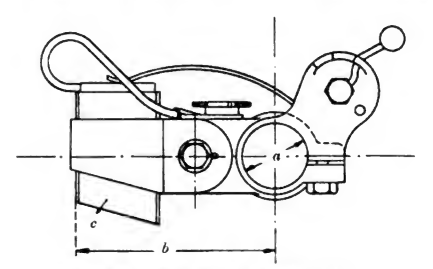


Fig. 535. Union El.-Ges. Maßstab 1 : 2.

3. Die Kohle soll nicht ecken, was bei Plungerbürsten leicht auftritt, bei den Reaktionsbürsten aber wieder vermieden ist.

4. Der Bürstenhalter soll in Richtung des Umfangs kurz sein, um Ueberschläge zu vermeiden. In dieser Hinsicht ist der Reaktionshalter wohl am besten.

5. Die Ueberleitung des Stromes von der Kohle nach dem Zapfen muß gut sein. Man preßt deswegen Metallstifte in die Kohle ein oder lötet Metallhauben auf, die mit Kabeln verbunden werden.

6. Die Metallteile des Halters dürfen mit dem Kommutator nicht in Berührung kommen können bezw. ihm überhaupt nicht zu nahe stehen.

7. Der Federdruck muß sich ganz stetig während des Betriebs einstellen lassen, damit man einzelne Bürsten, die zuviel Strom nehmen, entlasten kann.

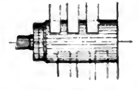


Fig. 536.

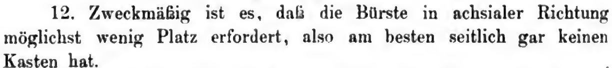
Fig 536 a.

8. Die Druckhebel oder Federn sollen sich leicht zurückschlagen lassen, so daß man während des Betriebes Kohlenklötze leicht nachsehen oder auswechseln kann (siehe Fig. 532). Die Bürstenhalter sollten sich während des Betriebes achsial etwas verstellen lassen.

9. Der Halter muß billig und einfach zum Bedienen sein. Man verwendet deswegen vielfach gestanzte Halter oder solche aus Aluminium, aber sie müssen trotzdem genügend steif sein. Der Halter soll aus möglichst wenig Teilen bestehen.

10. Die Kohle muß (in radialer Richtung) möglichst kurz sein; man muß sie bis auf ein Minimum abnützen können.

11. Die Bürste muß geräuschlos[1]) arbeiten. Man neigt sie zweckmäßig etwas gegen die Richtung des Radius (10 bis 20°). Sie muß ohne weiteres Vor- und Rückwärtsgang ertragen.



12. Zweckmäßig ist es, daß die Bürste in achsialer Richtung möglichst wenig Platz erfordert, also am besten seitlich gar keinen Kasten hat.

Es ist ratsam, die Fläche pro Bürste nicht zu groß zu machen, da viele kleine Bürsten sich besser dem Kommutator anpassen als eine große. Für Kommutatoren, besonders auch für raschlaufende Typen, dürften gute Plungerbürstenhalter, im besonderen die Reaktionshalter am empfehlenswertesten sein[2]). Beim Aufsetzen der Bürsten beachte man, daß dieselben zur Vermeidung von Rillen den ganzen Kommutator bestreichen, d. h. man versetzt die Bürsten der einzelnen Spindeln etwas gegeneinander, wofür man den Kommutator genügend lang vorzusehen

[1]) Taucht man harte Kohle in dunkelrotglühendem Zustand in Maschinenöl, so schreit sie nicht mehr, auch die Reibung wird kleiner.

[2]) Scott (England) hält allerdings lose Bürsten für stationäre Maschinen wegen des Rasselns für ungeeignet; dem ist aber kaum beizupflichten.

hat (Fig. 536). Zum Einstellen und Feststellen mancher Bürstenhalter, z. B. Fig. 526, ist ein Schlüssel nach Fig. 536a erforderlich.

Eine verhältnismäßig schwierige Aufgabe ist die Konstruktion von Bürstenhaltern für Maschinen, deren Bürsten rotieren, wie das neuer-

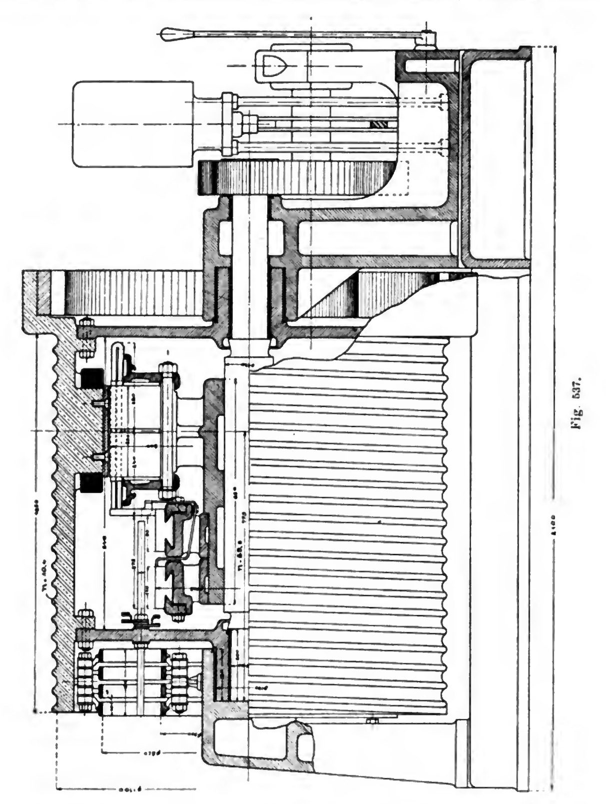


Fig. 537.

dings öfters vorkommt. Ich verweise z. B. auf die von der Union E. G. projektierte Bootswinde System Adam Fig. 537, wobei der Anker mit etwa 90 das Feld samt Bürsten mit 10 Touren rotiert. Dem letzteren Teil wird der Strom vermittels einer Reihe Schleifringe zugeführt. Man

hat bei solchen Fällen die Fliehkraft der Bürsten durch Gegengewichte auszubalancieren, um möglichst bei allen Geschwindigkeiten gleichbleibenden Auflagedruck zu erzielen. Nach D. R.-P. 123407 ist in Fig. 538 eine solche Bürste gezeichnet: Der Bürstenträger c b sucht sich unter der Einwirkung der Fliehkraft im Sinne des Abhebens der Bürste b zu bewegen, wird aber durch die Fliehkraft einer mit ihm durch eine Feder e verbundenen Zusatzmasse d gegen den Stromwender a gedrückt.

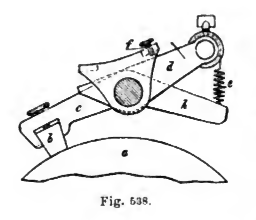
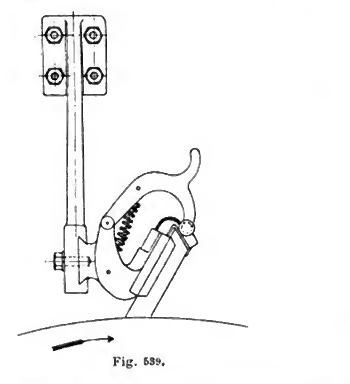
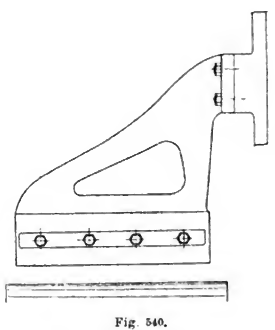


Fig. 538.

Der Auflagedruck erfährt dadurch eine Begrenzung, daß bei Erreichung der normalen Geschwindigkeit die Zusatzmasse d gegen einen festen Anschlag f stößt, so daß von nun ab der Auflagedruck praktisch konstant bleibt.

Eine sehr praktische Anordnung für solche Fälle ist die, die Bürsten auf der Innenseite des Kommutators (Fig. 515) anzuordnen, so daß die Fliehkraft die Bürsten anpreßt, nicht abschleudert. Bei großer


Fig. 539.


Fig. 540.

Geschwindigkeit sind allerdings auch Gegengewichte vorzusehen, um den Auflagedruck nicht zu groß zu bekommen.

81. Bürstenjoche und Bürstenbrillen.

Die Bürstenhalter werden entweder auf runde Zapfen geschoben oder auf irgendwie geformte Ausleger geschraubt (Fig. 539 und 540). In Fig. 541 und 542 ist der Bürstenhalter mit dem Gehäuse direkt ver-

schraubt. Die Bürstenzapfen (Fig. 543) sind möglichst kräftig zu halten, so daß sie nicht vibrieren, sie bestehen aus Kupfer, Messing oder Schmiedeeisen. Uebliche Zapfendurchmesser sind 10 bis 30 mm; dickere Typen kann man zweckmäßig hohl (als Rohre) ausführen (Fig. 544). Die maximale Stromdichte in denselben ist kleiner als 1 bis 2 Amp./qmm.

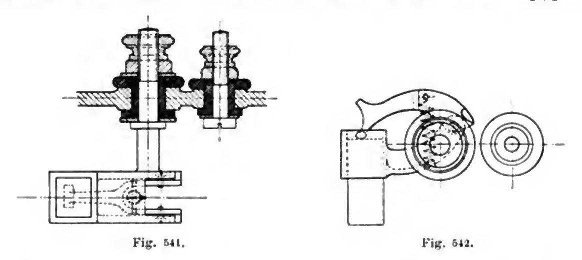


Fig. 541. Fig. 542.

Speziell mit Rücksicht auf große Festigkeit entworfene Ausleger nach Fig. 539 und 540 sind in der Regel stabiler und weniger zu Vibrationen geneigt als runde Zapfen, die schwer ganz solid an der Bürstenbrille oder am Bürstenjoch zu befestigen sind. Es empfiehlt sich mindestens, die Zapfen lange in der Brille zu lagern, sie im Lager stärker zu halten

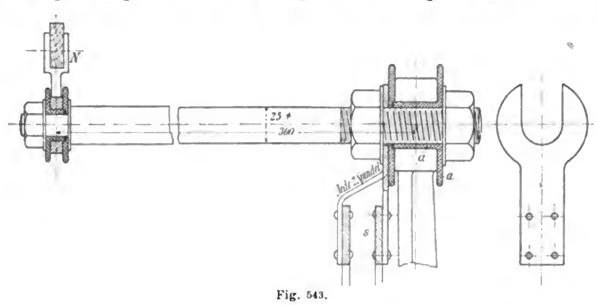


Fig. 543.

und konisch bis zu den Bürstennaben auslaufen zu lassen. Lange Zapfen sind am freistehenden Ende nochmals durch einen Holzring N zu fassen (Fig. 543). Die Zapfen werden mit der Brille oder dem Joch unter Zwischenlagerung von kräftigen Isolationshülsen und -scheiben aus Mikanit, Eisengummi, Stabilit, Vulkoasbest etc. verschraubt (Fig. 543 und 545). Die Isolationsscheiben haben überall möglichst einige Zentimeter über alle Metallteile vorzustehen, um Ueberschläge auf den Bürsten-

stern zu vermeiden. Trennfugen zwischen den einzelnen Teilen der Hülse sind im Zickzack auszuführen (Fig. 543). Die Wandstärke der Isolationshülsen und -scheiben ist 2 bis 8 mm (Fig. 543) je nach Größe und Spannung der Type.

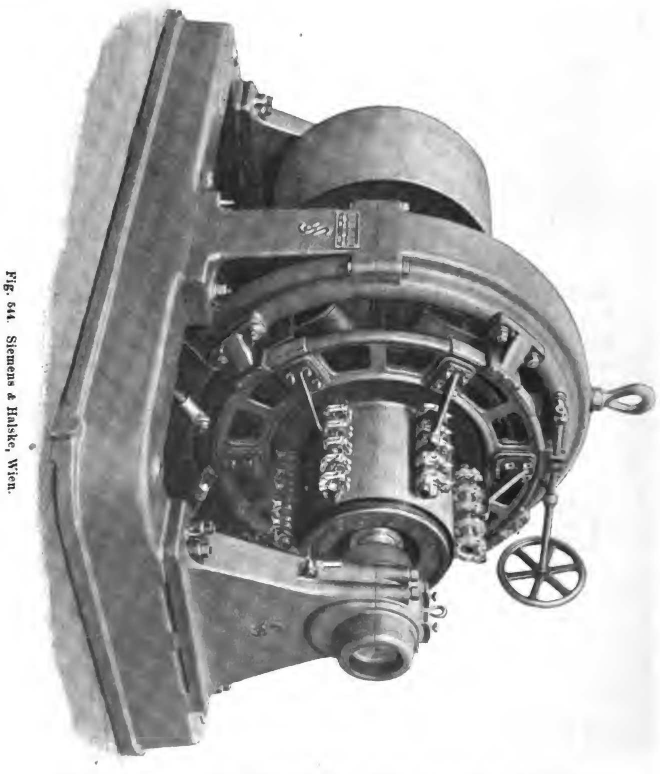


Fig. 544. Siemens & Halske, Wien.

Die Befestigung der Bürstenhalter kann auf sehr verschiedene Weise geschehen:

1. Direktes Anschrauben an das Motorgehäuse oder an das Lagerschild unter Zwischenlegung von Isolationsstücken (Fig. 541, 542 und 546). Bürstenverschiebung in Richtung der Maschinenachse und am

Umfang ist dabei ausgeschlossen (kleine Motoren, Reversiermotoren, Bahnmotoren).

2. Die Bürstenhalterzapfen liegen in einer zweiarmigen Bürstenbrille, die an das Gehäuse oder an das Lagerschild bezw. an den Lagerkopf fest angeschraubt wird (Fig. 547 aus Holz, 548 und 549 aus Eisen und Isolationseinlagen), sonst wie 1. Dabei ist eine achsiale Verschiebung der Bürsten möglich, aber keine am Umfang des Kommutators.

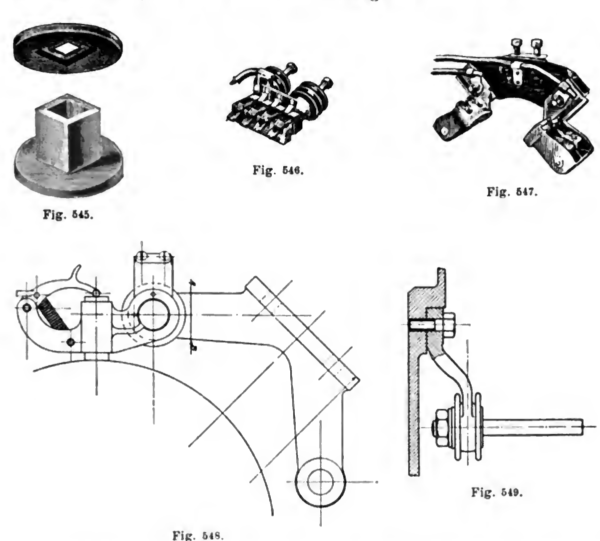


Fig. 545. Fig. 546. Fig. 547. Fig. 548. Fig. 549.

3. Auf einem Ansatz des Lagerkopfes drehbare, zweiarmige, meist gesprengte Bürstenbrille (Fig. 550 und 551).

4. Auf einem Ansatz des Lagerkopfes drehbarer, meist zweiteiliger Bürstenstern mit vollständig freien, außen unverbundenen Armen (Fig. 552 bis 558).

5. Wie 4, nur ist zur Versteifung außen ein durchgehender Ring in **C**- oder **I**-Form angebracht (Fig. 559 bis 563).

6. Bürstenhalterjoch am Gehäuse (Feldgestell) befestigt.

a) 2 bis 8 Konsolen am Gehäuse, in denen ein voller Ring sich dreht, an dem entweder Bügel für Aufnahme der Bürstenzapfen oder direkt die Bürstenzapfen bezw. die Ausleger zur

Aufnahme der Bürsten angebracht sind (Fig. 435, 544, 564 bis 564 b).

b) Ein haubenförmiger Ring dreht sich in einer Rille im Gehäuse, an dem Ring sind wie vorher die Bürsten befestigt (Fig. 370, 439, 460, 565 bis 573).

Die Bürstenzapfen bezw. die zugehörigen Bügel können dabei in verschiedener Weise angeordnet sein;

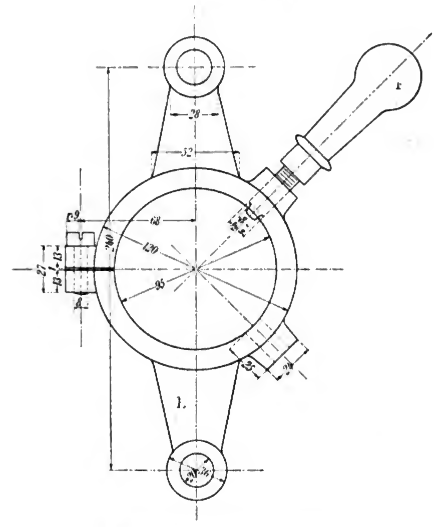


Fig. 560. Bürstenbrille von Schuckert.

α) so daß man die Bürsten direkt nach außen abnehmen kann (Fig. 573 und 574),

β) so daß man sie nur nach innen zu abnehmen kann (Fig. 564 a),

γ) teilweise nach α und teilweise nach β (Fig. 544)[1],

δ) so daß ohne weiteres die Bürsten nicht abzunehmen sind (Fig. 568).

[1] Lahmeyer-Frankfurt ordnen bei Doppelkommutatoren, die nebeneinander liegen, den Arm, der die Bürstenspindel trägt, in der Lücke zwischen den Kommutatoren an, so daß die Bürstenspindel nach beiden Seiten frei liegt (D. R.-P. 146310).

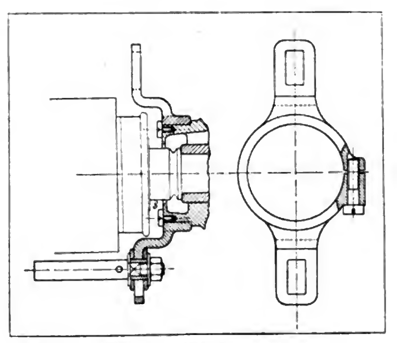


Fig. 551. Siemens & Halske.

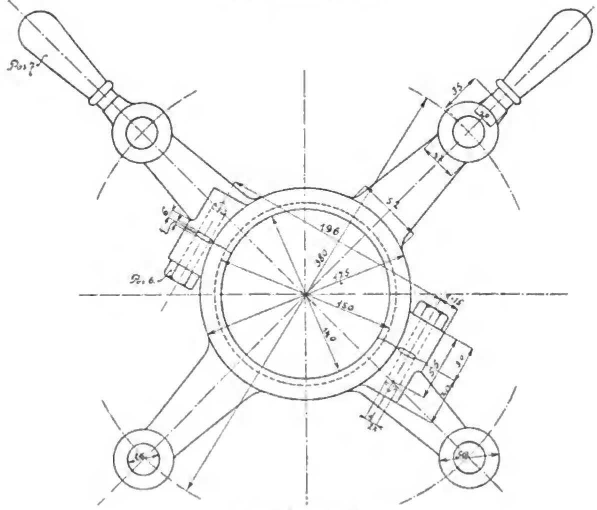


Fig. 552. Schuckert & Co.

Die Verstellung der Bürstenträger geschieht

a) vermittels eines Handhebels und einer Fixierschraube (Fig. 550),

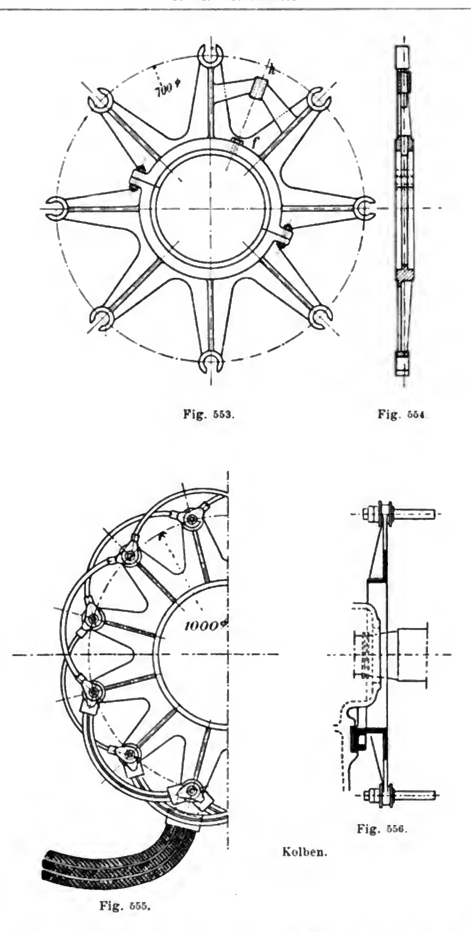


Fig. 553. Fig. 554.

Fig. 555. Fig. 556.

b) vermittels Schraubenspindel und Handrad, das entweder am Gehäuse (Fig. 567)
oder an einem Lagerbock (Fig. 563),

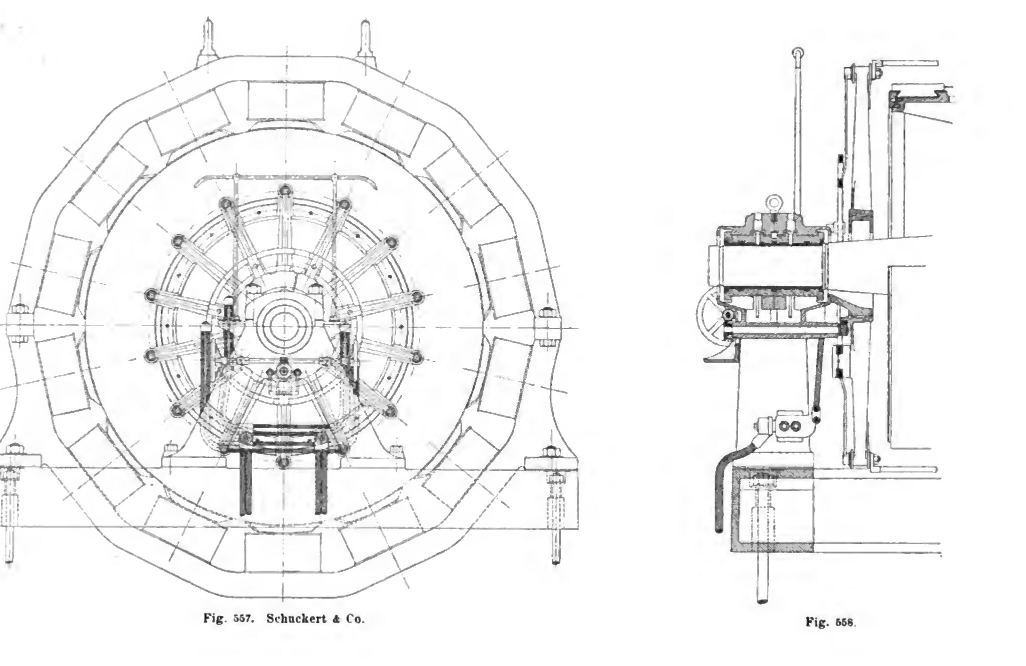


Fig. 557. Schuckert & Co.

Fig. 558.

oder an der Grundplatte (Fig. 575),
oder an einem besonderen Bock (Fig. 441)
gelagert ist,

c) vermittels Zahnrad- oder Schneckenantrieb (Fig. 558 und 576).

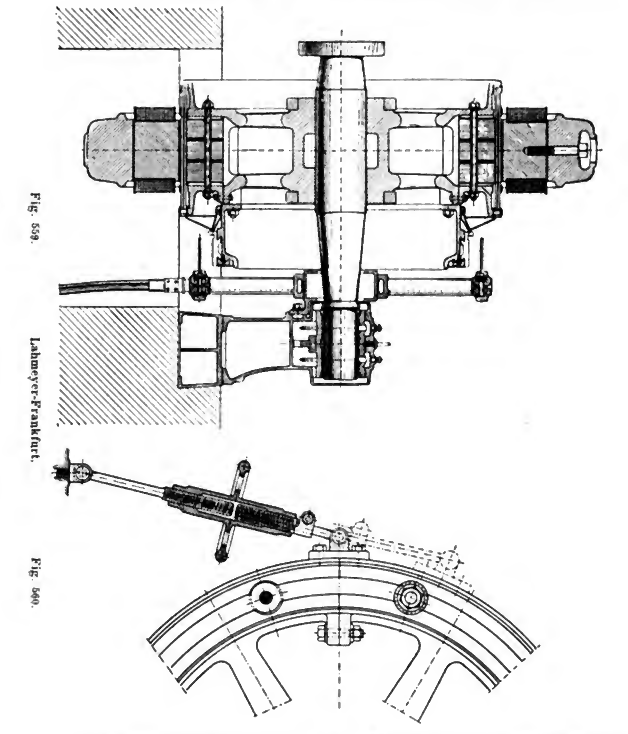


Fig. 559. Lahmeyer-Frankfurt.

Fig. 560.

Die Bürstenverstellvorrichtung von Maschinen mit vertikaler Welle (Fig. 370) ist in der Regel identisch mit der gewöhnlichen Ausführung. Die eventuell verwendete Spindel zur Verschiebung ist entweder an einem Arm des oberen Lagersterns oder auf einem besonderen Bock gelagert.

Die Bürstenbrille oder der Bürstenstern empfiehlt sich für Maschinen mit eigenem Außenlager bis etwa $1\frac{1}{2}$ m Kommutatordurch-

messer; diese Anordnung wird in der Regel wesentlich billiger als das Bürstenjoch und wird von manchen Firmen selbst für die größten Typen ausgeführt, falls das Außenlager mitgeliefert wird. Die kleineren Bürstenbrillen sind aus einem Stück gefertigt (Fig. 550 und 551), gegen seitliches Herabgleiten vom Lagerkopfende, auf dem sie sich drehen, werden Schrauben (Fig. 551), Ringe oder Klammern vorgeschraubt. Größere Brillen sind zweiteilig, mit einem Ansatzring (Fig. 554) versehen, welcher in eine Nut des Lagerkopfes paßt. Die Bürstenbrille Fig. 577

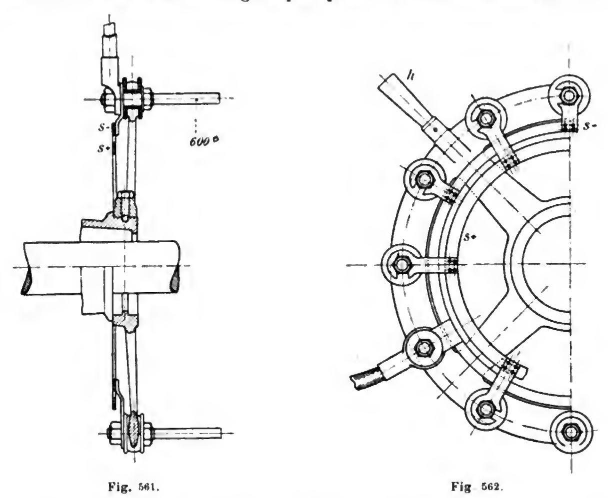


Fig. 561. Fig. 562.

ist für Hochspannung bestimmt, weshalb der äußere Zapfenbund durch eine Isolationsbüchse abgedeckt ist. Die Schraubenspindel zum Verstellen des Bürstenjochs ist im allgemeinen $^3/_4$ bis $1^1/_2$″ stark, sowohl die Lagerung am festen wie am drehbaren Teil geschieht auf einem drehbaren Zapfen (Fig. 460). Die mögliche Verschiebung sollte bei allen Verstellvorrichtungen möglichst mehr als eine Polteilung sein, man muß überdies bereits auf der Zeichnung genau die zu erwartende Bürstenstellung aufsuchen, um die Verstellvorrichtung an die richtige Stelle legen zu können. Häufig empfiehlt sich auch eine Begrenzung der Verschiebung nach beiden Seiten. In Fig. 553 ist außer dem Verschiebehebel, der in das Stück h angeschraubt wird, noch eine Fixierschraube f zur Festlegung der Bürstenstellung vorhanden. In Fig. 550

geschieht das Fixieren mit Hilfe von F selbst. Die Führung des Bürstenjochs am Gehäuse ist entweder gleitend (Fig. 460, 567, 573) oder sie geht auf Rollen (Fig. 578, die zu 439 gehört, und 579). Der Bürstenring Fig. 569 ist in einem Lagerschild eingebaut. Es ist empfehlenswert, die Schlitze am Bürstenstern oder -joch, in die man die Bürstenzapfen einklemmt, in radialer Richtung sowie auch nach dem Umfang mit Spiel zu versehen, um die Bürstenzapfen gleichmäßig und entsprechend

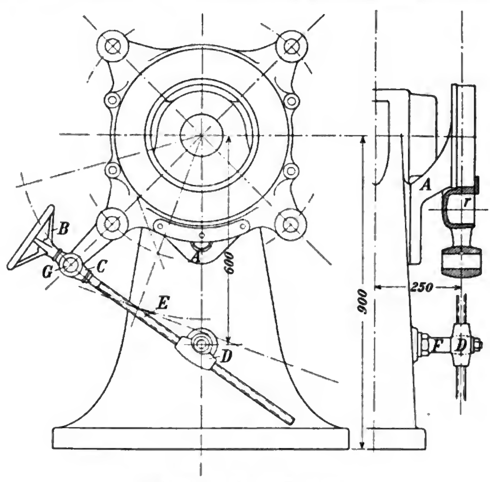


Fig. 563. Allg. El.-Ges. Berlin.

der genauen Polteilung einjustieren zu können (Fig. 551). In Fig. 558 ist aus gleichem Grunde der Bürstenzapfen gekröpft, durch eine einfache Drehung kann man seinen Abstand von den Nachbarzapfen ändern. Es ist sehr bequem, wenn man die Bürstenzapfen samt allen Bürsten einfach auf einmal radial herausnehmen kann, wie dies in Fig. 553 möglich ist. Die Anordnung Fig. 573 und 569 hat den Vorteil, daß man leicht Bürsten vom Zapfen abnehmen kann, was bei Fig. 568 nicht der Fall ist.

Es ist empfehlenswert, die Bürstenverschiebung möglichst leichtgehend zu bauen, sie unter Umständen sogar auf Kugeln oder Rollen zu lagern, was besonders bei automatischer Bürstenverstellung angezeigt ist. Die Arme der Bürstensterne und die Träger des Bürstenjochs sind kräftig zu konstruieren, um Vibrationen auszuschließen. Man sieht nach

Möglichkeit Rippen bezw. ⊥- und ⊏-förmige Armquerschnitte vor. Die einseitige Nabenstärke eines Bürstensterns sei $\geqq \frac{D}{10} + 5$ mm, wenn D der innere Nabendurchmesser ist, die Nabenbreite $\geqq \frac{D}{6} + 5$ mm. Ist l die Länge eines Armes des Bürstensterns bis zur Nabe, so sei die Höhe des Armes am Fuß $\geqq 7\sqrt{l}$ in mm. Die Rippenstärken des Sterns setze man



Fig. 564. Brown, Boveri & Co., A.-G.

10 bis 25 mm. Die Muttern zum Zusammenschrauben des zweiteiligen Sterns sind $^1/_4$ bis $^3/_4$" stark, die Fixier- und Verdrehschrauben sind etwa ebenso stark.

In früherer Zeit verwendete man öfters eine Vorrichtung, welche alle Bürsten mit einem Male abhob (Bürstenabhebevorrichtung). Man drehte einfach vermittels eines Ringes mit Kurbelansätzen sämtliche Bürstenzapfen etwas. Diese Einrichtung erwies sich besonders bei Metallbürsten für Maschinen als erforderlich, bei denen eine Rückwärtsdrehung des Ankers erfolgen konnte.

Die sämtlichen positiven und negativen Bürstenspindeln werden durch Kupferstreifen je mit einem Sammelring von 2 bis 10 mm Stärke verbunden (Fig. 562 : s_+ und s_-, sowie Fig. 580). Der Querschnitt ist entsprechend der Stromstärke, die aber von einem Zapfenanschluß zum

anderen variiert, und entsprechend einer Stromdichte von 1 bis 2 Amp./qmm zu bemessen. Der Ring hat überall den gleichen Querschnitt, der in der Regel mit Rücksicht auf die größte Stromstärke gewählt wird. In Fig. 581 liegen diese Ringe gut geschützt in einer **U**-förmigen Gußrinne, was sehr zu empfehlen ist, sonst sollten sie gut isoliert sein (umwickelt

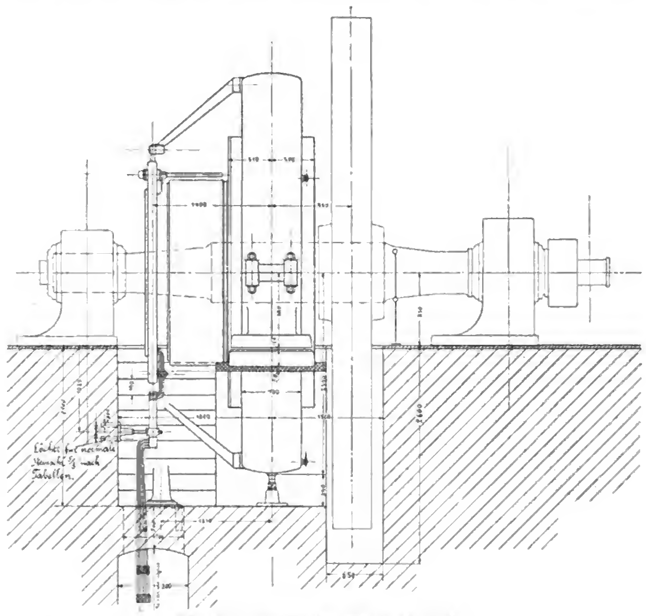


Fig. 564 a. Allg. El.-Ges. 1250 KW, 80 Touren.

und kräftiger Lackanstrich oder umklöppelt) oder ganz rückwärts gegen die Wicklung zu verlegt werden. Bei Verwendung eines Bürstenjoches schraubt man gewöhnlich die Sammelringe auf Konsolen, die mit den Bürstenhalterbügeln aus einem Stück gegossen sind. Abwechselnd wird ein Ring durch Zwischenlage von überstehendem Stabilit, imprägniertem Holz oder durch Luft von der Konsole isoliert. In Fig. 555 sind die entsprechenden Zapfen durch isolierte Kabel verbunden. Die Sammelringe sollte man aus wirtschaftlichen Gründen so nahe als möglich gegen die Achse legen. Die Ableitung des Stromes von den Sammel-

ringen geschieht meist mit Hilfe mehrfacher Kabelschuhe (z. B. nach Fig. 582), sie muß, sofern variable Bürstenstellung möglich sein soll, etwas flexibel mit Hilfe von Mehrfachkabeln oder von gewellten Bändern erfolgen (Fig. 564 und 564 b) oder durch Schalterkontakte (Fig. 583).

Am Bürstenstern ist eine Marke vorzusehen, welche die richtige

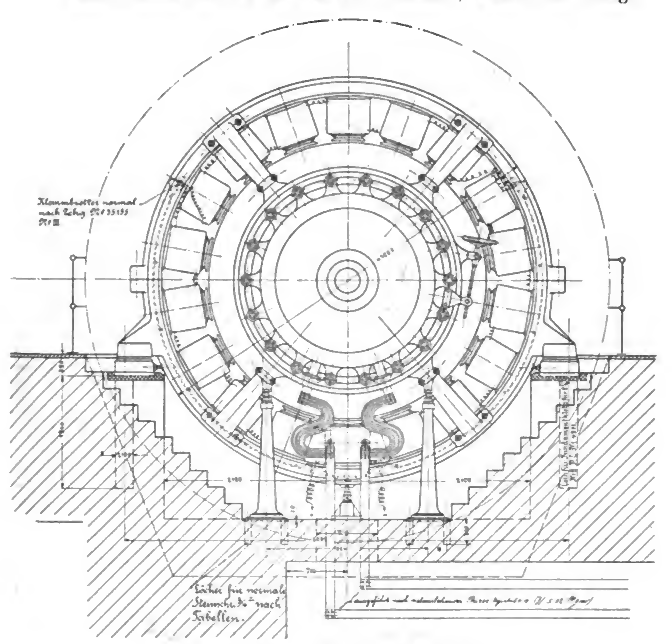


Fig. 564 b. Allg. El.-Ges. 1250 KW, 80 Touren.

Bürstenstellung für funkenfreien Gang bei Volllast anzeigt. Bei funkenempfindlichen Maschinen findet man manchmal eine Skala, welche die Bürstenstellung bei Leerlauf $^1/_4$, $^1/_2$, $^3/_4$, $^1/_1$ Last markiert.

82. Wellenspiele. Doppelstromgeneratoren. Turbodynamos.

Um zu verhindern, daß die Bürsten dauernd an derselben Stelle laufen und damit Rinnen in den Kommutator fressen, verwendet man bei raschlaufenden Maschinen sog. Wellenspiele, welche dem Anker

eine periodisch achsiale Bewegung verleihen. Dieselben können aus einem Glockenmagneten[1]) bestehen, der periodisch erregt wird. Die Erreger-

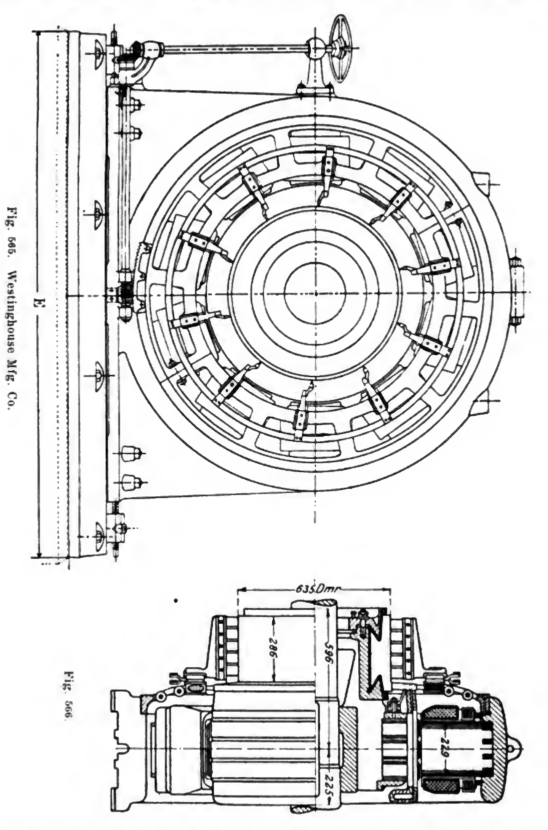


Fig. 565. Westinghouse Mfg. Co.

Fig. 566.

spule kann durch eine beliebige langsame Bewegung, z. B eine in der Nähe befindliche Pumpe abwechselnd ein- und ausgeschaltet werden. Die Vorrichtung Fig. 583a, bei der eine Kugel in einer Rinne einer feststehen-

[1]) Siehe Niethammer, Mod. Ges. f. d. Entwurf elektr Masch. u. App. Fig. 68.

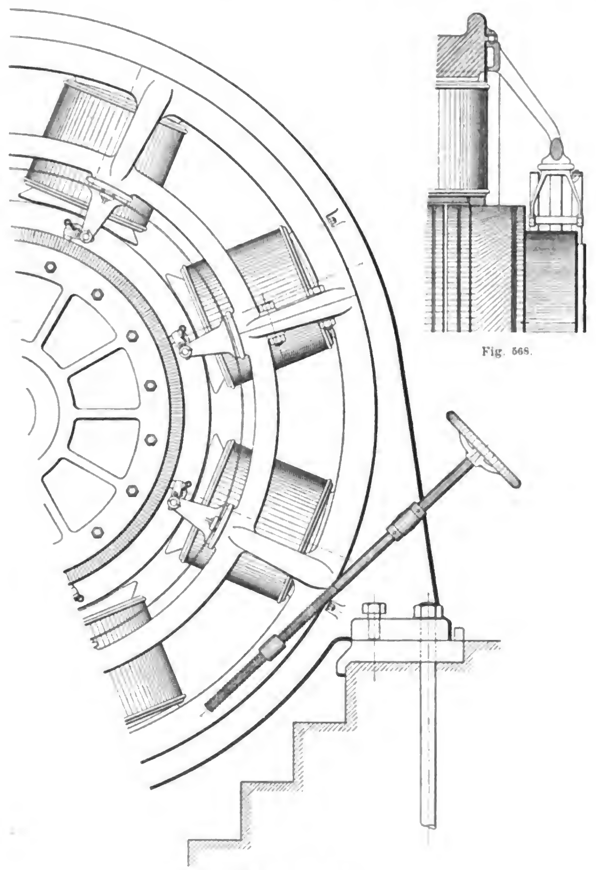


Fig. 568.

Fig. 567. Union E.-G.

den Scheibe läuft, welche verschieden tief ist, wodurch die Welle periodisch weggedrückt wird, dürfte besonders geeignet sein, da sie die Länge der Periode des Spiels, die von der individuellen Beschaffenheit der Maschine abhängt, nicht zwangsläufig beinflußt.

Gleichstromgeneratoren werden hin und wieder zur Erzeugung verschiedener Spannungen mit zwei Kommutatoren ausgerüstet, die in der Regel zu beiden Seiten des Ankers angeordnet werden (Fig. 584), siehe die Ausnahme Fig. 537. Eine Doppelkommutatormaschine bietet in der Regel nichts Besonderes, sie ist vollständig symmetrisch.

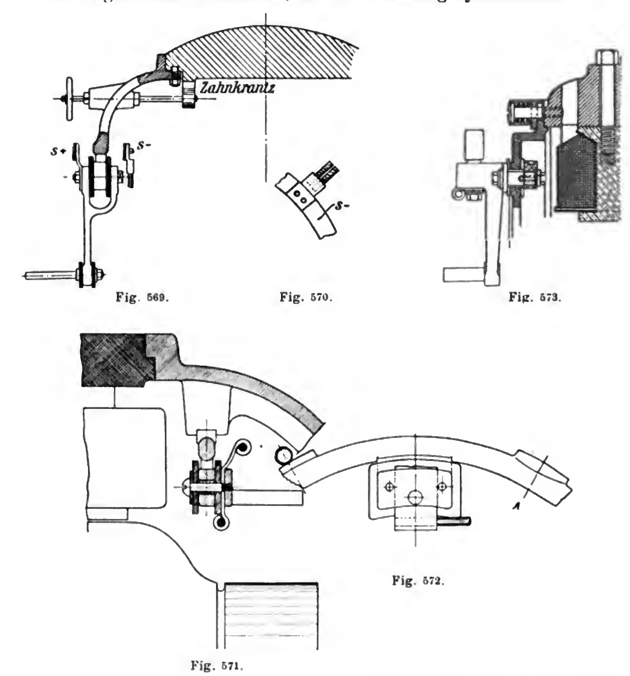


Fig. 569. Fig. 570. Fig. 573.

Fig. 572.

Fig. 571.

Zur Speisung von Drei- und Mehrleitenetzen und ferner zur gleichzeitigen Speisung von Gleich- und Drehstromnetzen versieht man Gleichstrommaschinen wohl auch mit einem, zwei, drei oder mehr Schleifringen. Der konstruktive Aufbau entspricht dann im wesentlichen dem rotierender Einankerumformer. Die Schleifringe setzt man häufig auf die Seite des Ankers, auf der der Kommutator sich nicht befindet und zweigt die Schleifringverbindungen von den hinteren Stirnverbindungen ab[1]). Ein

[1]) Besser ist es, die Verbindungen nach der Kommutatorseite zu legen.

Doppelstromgenerator, der den Kommutator und drei Schleifringe nebeneinander liegen hat, ist nach Thompson, Design of Dynamos, in Fig. 585[1]) abgebildet. Während das Kommutatorbürstenjoch am Gehäuse befestigt ist, wird das Schleifringjoch an den Lagerbock angeschraubt. Bei großen

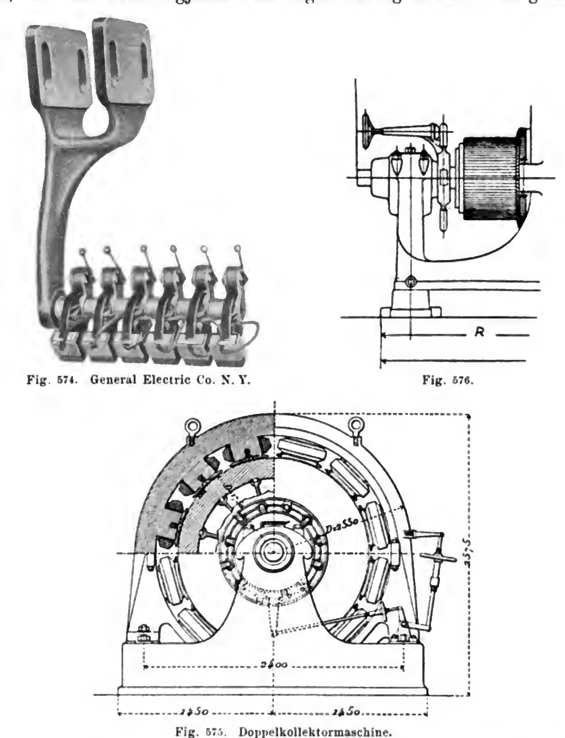


Fig. 574. General Electric Co. N. Y.

Fig. 576.

Fig. 575. Doppelkollektormaschine.

Kommutatordurchmessern ist man in der Lage, die Schleifringe direkt in den Hohlraum des Kommutators hineinzubauen.

T u r b o d y n a m o s[2]): Leicht ist es bei allen raschlaufenden Dynamos, guten Wirkungsgrad und kleinen Spannungsabfall zu erzielen. Ohne weiteres läßt sich

[1]) $2p = 8$, 200 KW, 350 Volt Gleichstrom, 25 Per.

[2]) Siehe: Z. f. E. Wien 1904. Heft 6 und 7.

auch das Gewicht pro KW, die Grundfläche pro KW (besonders bei vertikaler Anordnung) und der Preis pro KW niedrig halten, obwohl namentlich der Preis keineswegs auch nur annähernd umgekehrt proportional mit der Tourenzahl sinkt, da bei

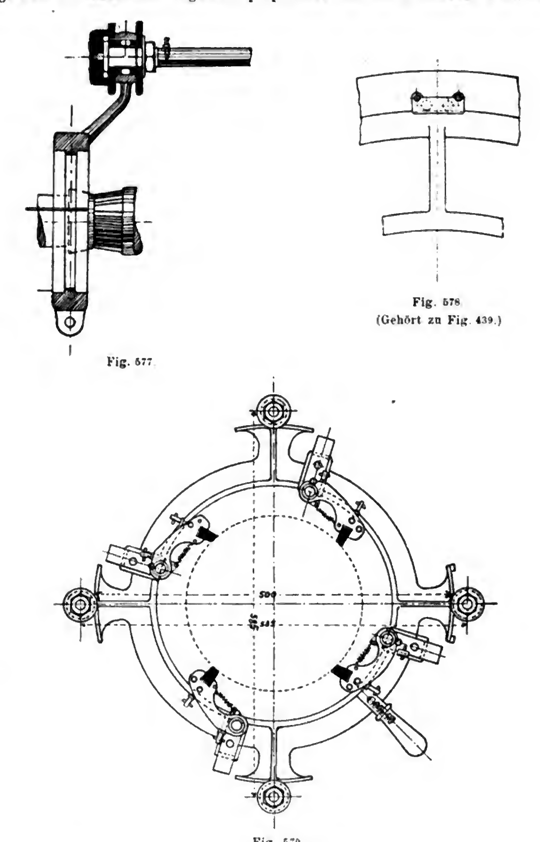


Fig. 577.

Fig. 578.
(Gehört zu Fig. 439.)

Fig. 579.

hohen Umfangsgeschwindigkeiten einmal die Materialien sorgfältig ausgewählt werden müssen und anderseits die Herstellung große Präzision, also hohe Löhne bedingt. Besondere Schwierigkeiten bereiten:

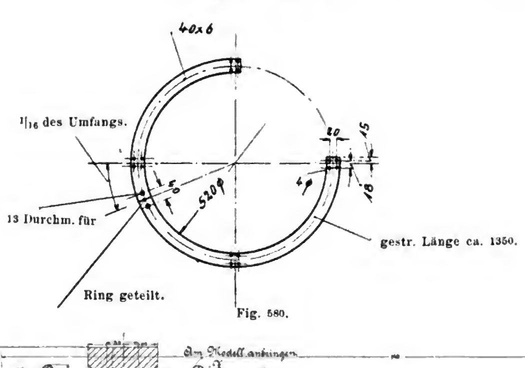


Fig. 580.

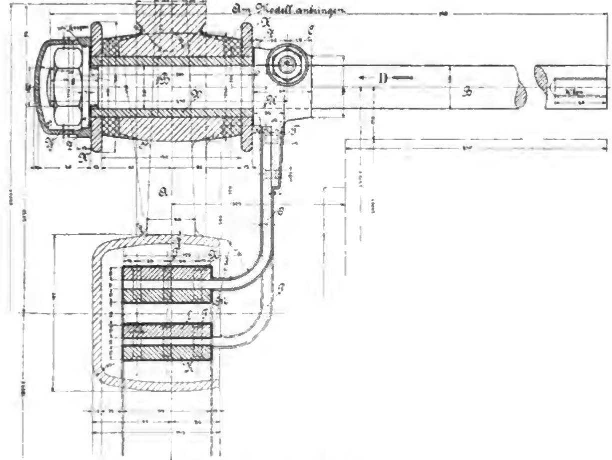


Fig. 581. (Gehört zu Fig. 564 a und b.)

1. die Funkenbildung (Kommutation);
2. die Erwärmung, da die Verluste mit der Tourenzahl rascher wachsen als die Fähigkeit, Wärme auszustrahlen;
3. die hohen Materialbeanspruchungen durch die Fliehkräfte, wobei insbesondere auch die Beanspruchung der Wicklungen und deren Isolation in Frage kommt;
4. die Erzielung geräuschlosen Ganges.

1. Die Schwierigkeit, einwandfreie Kommutation zu erzielen, ist tatsächlich so groß, daß verschiedene namhafte Firmen es überhaupt ablehnen, direkt gekuppelte

Gleichstromturbodynamos zu bauen. Die Grundbedingung funkenfreier Kommutation ist die, daß die Reaktanzspannung $e_r = 4 n L J_z$ bei allen Belastungen kleiner als 2 bis 3 V ist oder aber daß die Reaktanzspannung jeweils durch ein äußeres Kommutationsfeld entsprechend einer E.M.K. e_a vollständig — mindestens bis auf 2 bis

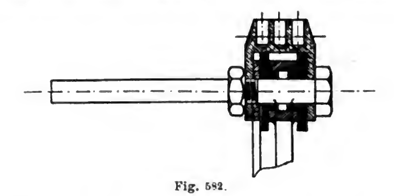


Fig. 582.

3 V — neutralisiert wird. Es liegt nun in der Natur der hohen Umlaufszahlen, daß die Frequenz n der Kommutierung sehr groß wird, da $n = \frac{\text{Kommutatorgeschwindigkeit}}{2 \cdot \text{Bürstendicke}}$ ist; ebenso ist man u. a. wegen der geringen möglichen Polzahl meist an große Werte von J_z, des Stromes pro Zweig gebunden. Der Selbstinduktionskoeffizient L

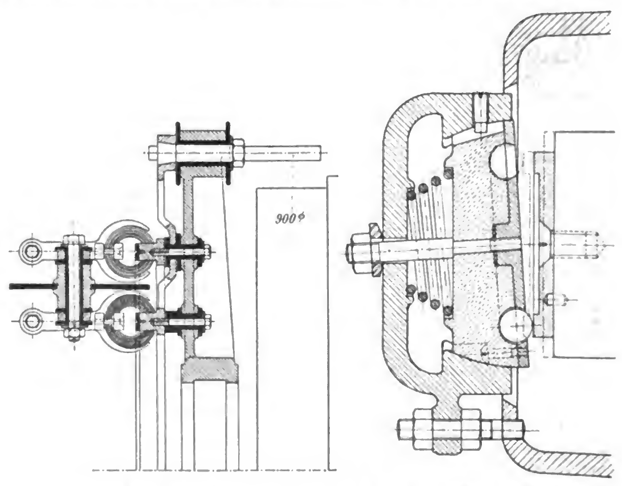


Fig. 583. Schuckert. Fig. 583a Wellenspiel der Union E.-G.

kann dagegen ohne weiteres ziemlich klein gehalten werden. Als Gesamtresultat bleibt aber jedenfalls, daß e_r sehr groß ausfällt, etwa 5 bis 15 V. Ohne Heranziehung eines äußeren Kommutationsfeldes e_a ist demnach eine funkenfreie Kommutation fast unmöglich.

Der direkte Weg, e_r an sich zu reduzieren, kann nur dadurch zum Ziel führen, daß man den Selbstinduktionskoeffizienten L und den Strom J_z pro Zweig klein hält. Erste Forderung führt zu schmalen Maschinen mit großem Durchmesser, also übermäßig hohen Umfangsgeschwindigkeiten, die zweite zur Unterteilung in mehrere Maschinen oder auch, was weniger wirksam ist, zur Verwendung mehrerer Kommutatoren. Parsons versucht nach E.P.[1]) 5374 (Jahr 1902) und Fig. 475 den magnetischen Widerstand des selbstinduzierten Feldes der kurzgeschlossenen Spulen durch eigenartige Formgebung der Ankerleiter zu erhöhen, um dadurch ein kleines L zu erzielen. Die Leiter liegen als röhrenförmige Kabel aus tordierten Drähten auf einem glatten Anker.

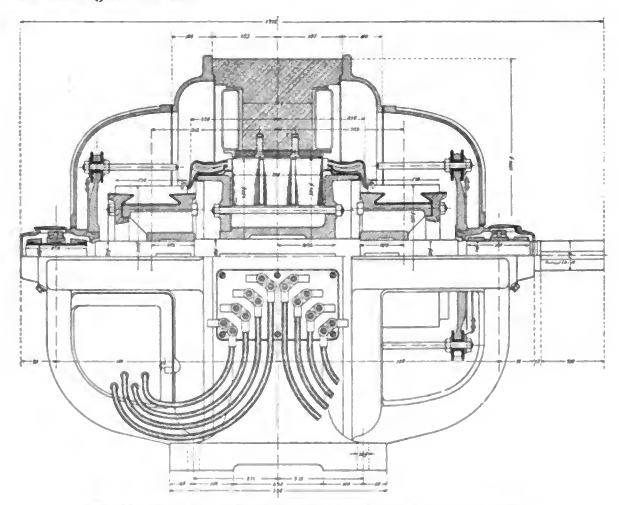


Fig. 584. Kapselmotor 35 PS, 290 Touren, 440 Volt, 6 Pole. Union E.-G.

Die Ausführungen, welche zur Aufhebung von e_r durch eine äußere Gegen-E.M.K. e_a dienen, sind folgende:

a) Automatische Bürstenverstellung,

α) entsprechend dem variablen Strom (Thury),

β) entsprechend der Potentialdifferenz zwischen der ablaufenden Bürstenspitze und der zugehörigen Lamelle (Siemens Bros., E.P. 3777, Jahr 1903)[2]); in beiden Fällen durch Relais und Hilfsmotor;

b) variable Streufelder: Man ordnet in der Nähe der kurzgeschlossenen Spulen zwischen den Polspitzen einen unbewickelten Hilfspol an, der seiner Lage entsprechend ein gewisses Nebenfeld auf die Spule führt. Seine Stellung gegenüber

[1]) Englisches Patent.

[2]) Erster Teil, S. 173.

den Kurzschlußspulen ist bei variabler Belastung zu ändern, und zwar sowohl in Richtung des Umfanges als des Radius;

c) Hilfsfeldwicklungen, welche gegen die übliche Feldwicklung um eine halbe Polteilung versetzt sind und welche vom Ankerstrom durchflossen sind, somit gleichzeitig die Ankerreaktion aufheben[1]) (Ryan, Déri); in der Regel wird ein sogenannter Kommutierungszahn ausgebildet, welcher den Kurzschlußspulen gegenüberliegt;

d) vom Hauptstrom erregte Hilfspole (Wendepole, Kommutationspole) gegenüber den Kurzschlußspulen, und zwar einpolige oder zweipolige; diese Wendepole sind bereits sehr verbreitet und konstruktiv sehr einfach;

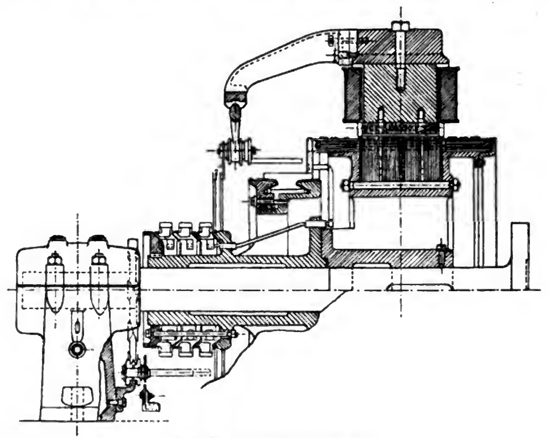


Fig. 585. Doppelstromgenerator.

e) Hilfsankerwicklungen: Zwischen die Ankerwicklung und den Kommutator wird eine Kommutationsankerwicklung gelegt. Diese ist entweder gegen die Hauptwicklung verschoben (Sayers) und kommt damit bei der Kommutation in die Nähe der Polspitze (großes $e_a = e_r$) oder aber sie wird durch ein vom Hauptfeld getrenntes Hilfsfeldgestell, das vom Hauptstrom erregt wird, beeinflußt (Seidener, Außenkommutierung; Zeitschr. f. E. 1903, Nr. 48);

f) mehr oder minder direkte Funkenausblasevorrichtungen, z. B. mittels eines Druckluftstrahles (Thury) oder durch zwischen die Lamellen geschaltete Kondensatoren (D. R.-P. 142, 562, Thury) oder dadurch, daß man die Bürsten unter Oel laufen läßt (Osnos);

g) Verwendung der Unipolarmaschine, bei der das Kommutierungsproblem vollständig wegfällt. Dabei soll allerdings die Schwierigkeit, genügend hohe Spannungen zu erreichen, nicht unterschätzt werden; doch läßt sich unter

[1]) Diese Hilfsfeldwicklungen haben den Vorteil, daß sie auch bei sehr geschwächtem Feld, d. h. bei stark reduzierter Spannung, gut kommutieren, was bei den übrigen Vorrichtungen nicht in gleichem Maße der Fall ist.

Verwendung der neueren Materialien hoher Festigkeit ein günstiges Resultat erhoffen. Auch die Wirbelstromverluste und Bürstenreibungsverluste sind meist beträchtlich.

2. Die Erwärmung T eines mit der Geschwindigkeit v rotierenden Maschinenteiles, in dem A_v Watt Verluste erzeugt werden und der eine Oberfläche von F cm^2 hat, ist angenähert

$$T = C' \frac{A_v}{F(1 + 0{,}3\sqrt{v})}.$$

Läßt man nun eine gegebene Maschinentype statt mit v mit mv laufen, so wächst die Klemmenspannung von E auf mE. Der Strom sei beidemal J. Die Kupferverluste A_k bleiben bestehen (von der Erregung wird abgesehen, oder es wird Fremderregung angenommen). Die Eisenverluste $A_H + A_W$ (Hysteresis + Wirbelströme) aber gehen über in

$$m A_H + m^2 A_W.$$

Die Uebertemperaturen T und T_m bei v und mv verhalten sich also

$$T : T_m = \frac{A_k + A_H + A_W}{1 + 0{,}3\sqrt{v}} : \frac{A_k + m A_H + m^2 A_W}{1 + 0{,}3\sqrt{m}\sqrt{v}}.$$

Die Uebertemperatur wächst danach zweifelsohne mit m mehr und mehr. Legt man eine gewisse Grenze $(T_m)_{max} = 50^0$ fest, so tritt bei einem gewissen mv der Fall ein, daß $A_k = 0$ sein muß, daß also die Maschine überhaupt keinen Strom mehr abgeben kann, d. h. daß die Maschine schon durch die Eisenverluste auf die zulässige Grenze erwärmt wird und keine Nutzleistung mehr abgeben kann. Keinesfalls darf eine proportionale Steigerung der Leistung mit der Tourenzahl angenommen werden, wenn man einmal zu hohen Umlaufszahlen kommt.

Um $A_H + A_W$ klein zu halten, müssen bei Turbodynamos die Eisenquerschnitte sehr groß gewählt werden und es kann sich sogar empfehlen, 0,3 mm Blech zu verwenden, um A_W klein zu halten. Dazu kommt noch, daß bei Turbodynamos in der Regel der Flux per Pol und auch die Periodenzahl sehr groß ist. Man ist allerdings in der Wahl der radialen Eisentiefe nicht unbeschränkt. Der äußere Ankerdurchmesser ist wegen der großen Tourenzahl klein und der minimale Innendurchmesser ist durch die Wellenabmessungen gegeben.

Man ist zur Reduktion der Eisendichten und der Eisenverluste fast allgemein darauf angewiesen, achsial ziemlich lange Maschinen zu bauen, wozu schon die Beschränkung in der maximalen Umfangsgeschwindigkeit führt. Um die Fähigkeit, abzukühlen zu verbessern, hat man zahlreiche Ventilationskanäle im rotierenden oder stehenden Teil oder in beiden vorzusehen, eventuell schon alle 20 bis 50 mm einen Kanal von 15 bis 20 mm. Sehr angezeigt ist es auch, durch entsprechende Ausbildung des rotierenden Teiles oder durch Anbringung geeigneter Flügel für kräftige Ventilationswirkung zu sorgen, die allerdings den Wirkungsgrad wieder etwas vermindert und zu störendem Geräusch Anlaß geben kann. Letzteres läßt sich durch geeignete Führung der Luft vermeiden (D. R.-P. 148966 von Brown, Boveri & Cie.). Zur Reduktion der Abmessungen und besonders auch zur Reduktion der hohen Umfangsgeschwindigkeiten können auch im Rücken eingebaute Wasserkühlschlangen angezeigt erscheinen. Es läßt sich auch der Gehäuserücken doppelwandig mit eingegossenen Zickzackkanälen für Wasserkühlung einrichten.

Eine wesentliche Erhöhung der Erwärmung ist bei Turbodynamos in der Regel dadurch bedingt, daß bei den hohen Tourenzahlen leicht starke zusätzliche Wirbelstromverluste in den Ankerleitern und den verschiedenen Konstruktionsteilen auftreten.

3. Die hohen Umlaufszahlen bedingen zunächst auch hohe Zapfengeschwindigkeiten v_z von 10 bis 15 m/sek. gegen 2 bis 5 m bei üblichen Typen. Da die Uebertemperatur T von Lagern proportional $\frac{A_R}{\pi d_z l_z}$ steigt, worin $A_R = \sim c \cdot d_z l_z v_z^{3/2}$ der Reibungsverlust, d_z und l_z Zapfendurchmesser und -länge sind, so leuchtet ohne weiteres ein, daß T mit v_z steigt. Die meisten Turbinenlager müssen deshalb mit Preßöl künstlich gekühlt werden. Für die Welle ist es äußerst wichtig, daß sie gut zentrisch läuft, weshalb der ganze rotierende Teil im einzelnen und total sorgfältig ausbalanziert sein muß und einseitige magnetische Züge vermieden werden müssen. Letzterer Punkt führt dazu, auch bei den sogenannten kompensierten Gleichstromdynamos mit Hilfswicklungen (Ryan, Déri) den Luftspalt nicht zu klein und die Luftinduktion nicht zu hoch zu halten. Die maximalen mechanischen Beanspruchungen durch Fliehkräfte bei einem Gleichstromanker nach Fig. 483 für Ankerumlaufsgeschwindigkeiten von 80 bis 100 m, was keinesfalls überschritten werden sollte, sind die folgenden:

a) im Blechpaketring, der wohl allgemein ganz geschlossen ist

$$\sigma_z = 0{,}8 \cdot 0{,}082\, v_n^2$$

v_n = Umfangsgeschwindigkeit am Nutengrund in m/sek., d. h. bei $v_n = 80$ m bereits etwa 400 kg/cm².

b) Die Zähne werden in ihren Wurzeln radial beansprucht durch ihre eigene Zentrifugalkraft $\frac{G_z}{g}\frac{v^2}{r}$ und diejenige der Wicklung $\frac{G_w}{g}\frac{v^2}{r}$, welche durch die Nutenkeile übertragen wird. Bei einer Maschine (ähnlich Fig. 483) von einem Durchmesser von 500 mm mit Nuten 15 × 40 mm und v = 100 m kann die Beanspruchung

$$\sigma_z' = \frac{\frac{G_z}{g}\frac{v^2}{r} + \frac{G_w}{g}\frac{v^2}{r}}{b_z \cdot l}$$

immerhin über 200 kg/cm² betragen (G_z Gewicht eines Zahnes, G_w Gewicht des Kupfers einer Nut in kg, v Umfangsgeschwindigkeit und r Radius je in m; b_z Zahnstärke am Fuß, l achsiale Zahnlänge je in cm).

c) Die Wicklung wird in den Nuten durch Bronze- oder Aluminiumkeile festgehalten, welche nach S. 403 auf Biegung beansprucht werden. Für den unter b) angezogenen Fall ergibt sich bei einer Keilstärke h = 5 mm schon über 500 kg/cm², was für Holz ganz ausgeschlossen ist.

d) Die Endverbindungen, die fast allgemein als Faßwicklung ausgebildet sind, werden entweder durch einen vollständig geschlossenen Bronze- oder Nickelstahlring (Tragring) oder Schrumpfringe oder kräftige Bandagen aus Pianodraht von 1,5 bis 2 mm festgehalten. Ist G_s das Kupfergewicht der Stirnverbindungen einer Seite, so ist die Beanspruchung dieses Ringes oder dieser Bandage vom einseitigen Querschnitt $l_r \times s_r$ in cm (s_r Ringstärke)

$$\sigma_z'' = 0{,}082\, v^2 + \frac{G_s}{g}\frac{v^2}{r} \times \frac{1}{2\pi \cdot l_r s_r},$$

was bei obigem Beispiel und einem Ring von $s_r \times l_r = 1{,}0 \times 20$ cm gibt

$$\sigma_z'' = 800 + 2000 = 2800 \text{ kg/cm}^2,$$

was nur von speziell gutem Material auszuhalten ist. Bandagen oder Schrumpfringe sollten möglichst mit einer Spannung aufgezogen werden, die dieser spezifischen Beanspruchung durch die Fliehkräfte entspricht, damit die Wicklung bei Lauf nicht locker wird. Bei Tragringen läßt man einfach die Wicklung durch die Fliehkräfte gegen die Innenfläche der Ringe legen.

e) Um die hohen Fliehkräfte aufnehmen zu können, wird der Kommutator entweder durch eine Reihe isolierter Schrumpfringe (Fig. 512), die nur mäßig auseinander liegen sollen, gehalten (siehe S. 421). Mit der Umfangsgeschwindigkeit v_k muß man auf gegen 50 m/sek. gehen. Die Biegungsbeanspruchung solcher Segmente bei einer Ausführung nach Fig. 512 ist

$$\sigma_b' = \frac{G_l}{g}\,\frac{v_k^2}{r_k}\,\frac{a}{\frac{8}{6}\,s\,h^2} = \frac{8.9}{1000\,g}\,\frac{v_k^2}{r_k}\,\frac{a^2}{1{,}3\,h},$$

G_l = Gewicht einer Lamelle, $2\,r_k$ = Kommutatordurchmesser in m, a Abstand der beiden Schrumpfringe in cm, s mittlere Lamellenstärke und h mittlere Lamellenhöhe in cm. Für $v_k = 50$, $r_k = 15$, $a = 25$, $s = 0{,}75$, $h = 4$ wird

$$\sigma_b' = \backsim 1600 \text{ kg/cm}^2,$$

was für Kupfer schon sehr viel ist. Würde man die Berechnung als eingespannten Balken durchführen, so wird σ_b etwa 1000 kg. Sehr rationell vermindert man diese Beanspruchung durch Vergrößerung von h.

Die Schrumpfringe sind ebenso wie die Ringe unter d zu berechnen. Ist G_k das ganze Kommutatorkupfergewicht, so ist die Beanspruchung durch Zentrifugalkraft in den Ringen

$$\sigma_z'' = 0{,}082\,v_s^2 + \frac{G_k}{g}\,\frac{v_k^2}{r_k}\,\frac{0.8}{2\pi\,l_s\,s_s},$$

wenn v_s = Geschwindigkeit der Schrumpfringe in m, l_s die Länge aller Schrumpfringe zusammen und s_s die Höhe derselben in cm ist. Die Schrumpfringe sind nun so aufzuziehen, daß bei Ruhe diese Spannung herrscht, damit der Kommutator bei Lauf nicht locker wird. In obigem Beispiele wird etwa

$$\sigma_z'' = 300 + 500 = 800 \text{ kg/cm}^2.$$

Für alle Fälle gilt noch die allgemeine Bemerkung, daß die meisten Beanspruchungen nur von v, nicht vom Durchmesser abhängen.

4. Es ist bekannt, daß alle raschlaufenden Maschinen eine gewisse Tendenz zu einem weithin hörbaren, dröhnenden oder pfeifenden Lärm haben, hervorgerufen durch die raschen Luftbewegungen. Die hauptsächliche Ursache für diesen Lärm sind vorstehende Wicklungs- und andere Maschinenteile, welche Luftwirbel und Querschnittsveränderungen der strömenden Luft erzeugen, außerdem können aber auch lose Maschinenteile, z. B. lose Wicklungsstäbe oder nicht genügend festgepreßte Zähne diese Wirkung oder auch magnetische Verhältnisse (plötzliche Kraftlinienänderungen) erheblich verstärken. Die beste Abhilfe besteht darin, den rotierenden Teil als allseitig ganz glatt abgeschlossene Trommel auszuführen. Außerdem ist anzuraten, die Wicklungen solid mit Keilen festzulegen und die Zähne durch kräftige Druckfinger zu stützen.

Nachstehend noch einige Angaben über ausgeführte Turbodynamos bezw. raschlaufende Gleichstromdynamos und solche hoher Spannung.

	Oesterr. Union E.-G. Fig. 483	Brown, Boveri & Cie.	Brown, Boveri & Cie.	Oerlikon	Thury, Seriendynamo
Leistung KW .	330	180	100	350	340
Volt	650	650 (bis 450)	220	600	2250
Touren . . .	3000	3500	3500	1000	300
Polzahl . . .	2	2	2	4	6
Type	Déri-Kompensation	Déri-Kompensation	Déri-Kompensation	Fig. 235 (I. Teil) od. Wendepole	—

	Oesterr. Union E.-G. Fig. 483	Brown, Boveri & Cie.	Brown, Boveri & Cie.	Oerlikon	Thury, Seriendynamo
Anker:					
Außendurchmesser total	520 mm	400	350	700	1250
Ankereisenlänge	360	350	350	300	700
" eff.	280	5 Kanäle à 10	4 Kanäle	250	590
Luftspalt	5	7,5	—	10	10
Nutzahl	54	50	—	80	190
Nutform	15 × 40	—	—	13,5 × 40	10 × 30
Leiter pro Nut	4 à 5,2 × 11,5	—	—	6 à 2,5 × 16	6 à 1,5 × 11,5
Wicklung	1fache Wellenwicklung	—	$B_{Luft} = 5800$	Schleifen $y_1 = 101, y_2 = 103$	1fache Wellen[3])
J_z	255	170	—	145	75
$P : \tau$	0,55	—	0,81	0,74	0,77
Umfangsgeschwindigkeit	82 m	72 m	—	37 m	20 m
Stromdichte	4,4	—	—	3,5	4,4
AS	340	—	210	320	145
AW_a pro Pol	13400	—	—	8500	4700
Kommutator:					
Durchmesser	300	220	180	400	755
Länge	240 (nutzbar)	470[1]) (total)	380 (nutzbar)	280[2])	140
Segmentzahl	108	100	—	240	570[4])
Bürsten	2 Stifte à 4 zu 30 × 12 Messingblech	2 Stifte à 4 Boudreauxbürsten 7 × 30 und 2 Kohle 15 × 21	—	—	4 Stifte à 4 Bürsten 20 × 15
Amp./c²	18		—	—	6,2
v_k	47 m	40 m	—	21 m	12 m
Spannung zwischen 2 Segm.	12 Volt	13	—	10	36
Reaktanz er	13,5 Volt	—	—	10	4
Feld:					
Nebenschluß-AW	5500	—	—	—	7000 (Serie)
Größenkonstante	1,13	—	—	2,3	2,8
Nutzahl	22 18 à 32 × 70 für die Kompensation 4 große f. den Nebenschluß	—	—	20 Nuten pro Polschuh 9×38 à 2 Leiter 3 × 32. Ankerinduktion = 11500, Innendurchm. d. Ankers = 240, Segmenthöhe = 50, Flux = 7,5.10⁶	—
Kompensationswicklung	pro Nut 10 Litz. à 80 qmm, 2fach parallel	—	—		—
Nebenschlußwicklung	pro Nut 1200 Drähte, 1,4 mm blank	—	—	—	—

[1]) 3 Schrumpfringe 35 × 70 mm.

[2]) 1 Schrumpfring in der Mitte, außen konische Preßflächen.

[3]) Fig. 74, 1. Teil.

[4]) Dicke der Isolation ca. 2 mm.

XVIII. Magnetgestelle.

83. Einteilung und Konstruktion.

Die Hauptmaße des Feldgestelles ergeben sich aus der elektrischen Berechnung. Man kann zunächst folgende Formen unterscheiden; falls man nur die Außenpoltypen berücksichtigt.

1. Joch und Pole aus Gußeisen zusammen gegossen (veraltet);
   a) ohne Polschuhe (meist, siehe Fig. 451),
   b) mit aufgeschraubten Polschuhen.

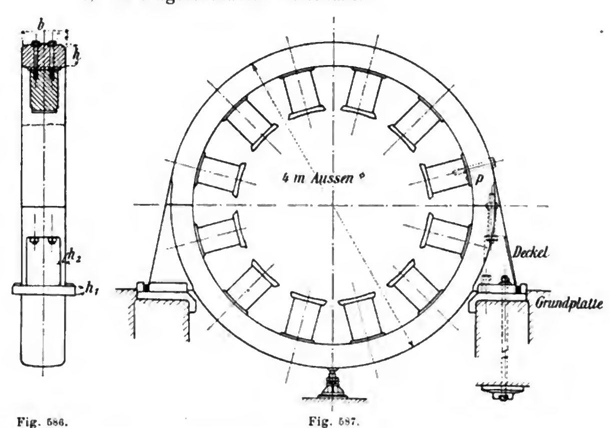


Fig. 586. Fig. 587.

2. Joch aus Gußeisen und
   a) Pole samt Polschuhen aus Stahlguß aufgeschraubt, seitlich leicht herausnehmbar,
      α) Trennungsfuge zwischen Joch und Pol wird gedreht, was billiger als β ist (Fig. 586 und 587),
      β) die Fuge wird eben gestoßen (Fig. 588 bis 590).

b) Pole samt Polschuhen aus lamellierten Blechen[1]) aufgeschraubt oder durch Keile in der Längs- und Umfangsrichtung aufgepreßt (Fig. 460, 591 und 592).

c) Pole aus Stahlguß oder massivem Schmiedeisen aufgeschraubt (α und β wie bei a) sowie lamellierte oder gußeiserne (oder stählerne) Polschuhe separat aufgeschraubt[2]).

d) Lamellierte Pole ohne Polschuhe (oder mit aufgeschraubten Polschuhen) in das Joch eingegossen (Fig. 566).

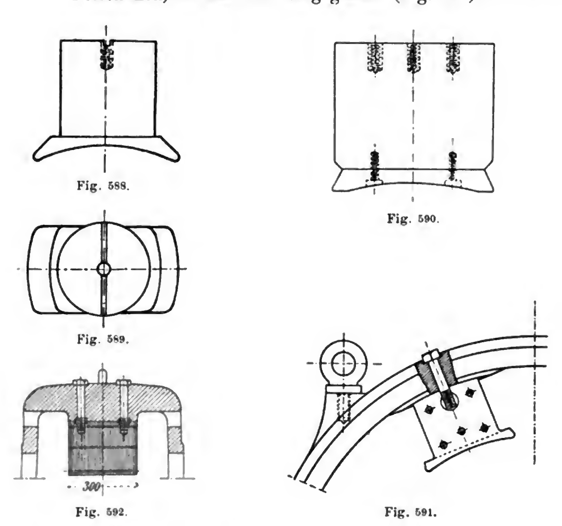


Fig. 588. Fig. 590. Fig. 589. Fig. 592. Fig. 591.

3. Joch aus Stahl (oder Schmiedeeisen),

a) mit angegossenen Stahlpolen,

α) ohne Polschuhe (Pol rechteckig),

β) mit aufgeschraubten Polschuhen aus Stahl, Gußeisen oder lamelliert (Fig. 593 bis 593b).

b) Mit aufgeschraubten Polen,

α) Pole samt Polschuhen ein Stück (Fig. 594 bis 599),

---

[1]) Lamellierte Pole lassen sich bekanntlich nur rechteckig ausführen, was mehr Erregerkupfer erheischt als runde oder ovale Pole. Man kann jedoch durch kräftige Abschrägung der Ecken der rechteckigen Pole wieder etwas an Kupfer sparen.

[2]) Siehe Niethammer, Mod. Ges. Entw. elektr. Masch. u. App. Fig. 78.

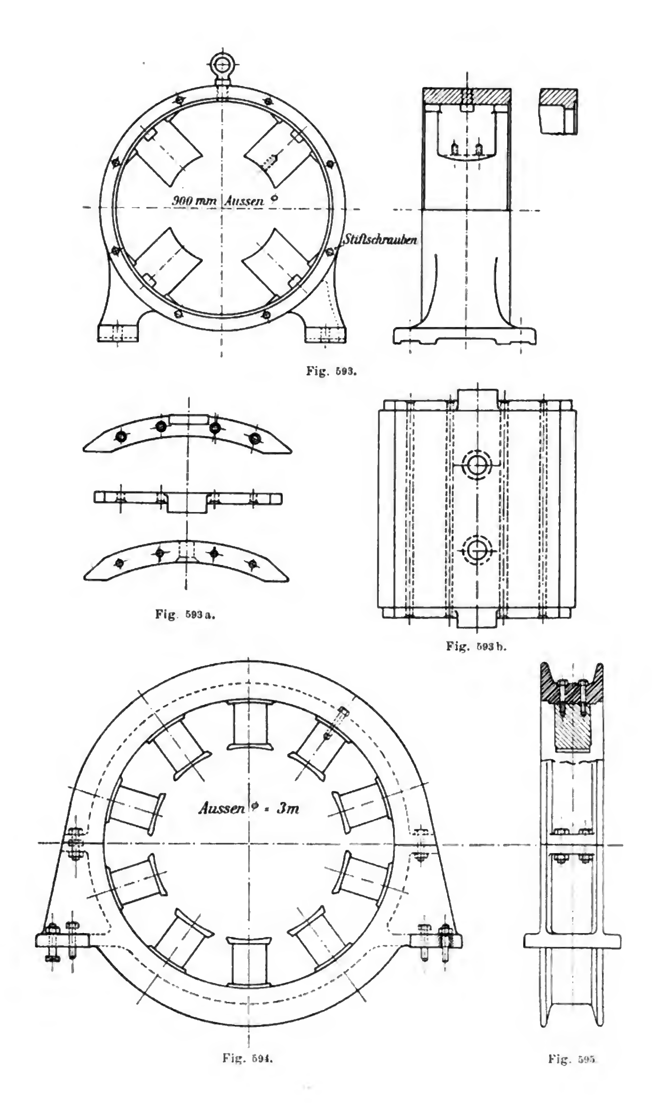


Fig. 593.

Fig. 593 a.

Fig. 593 b.

Fig. 594.

Fig. 595.

β) Polschuhe (aus Gußeisen oder lamelliert) besonders aufgeschraubt (Fig. 590).

4. Joch samt Polen und eventuell samt Anker lamelliert gestanzt (Fig. 600, 601, Motor der General Electric Co., U. S. P. 669613), häufig ohne Polschuhe.

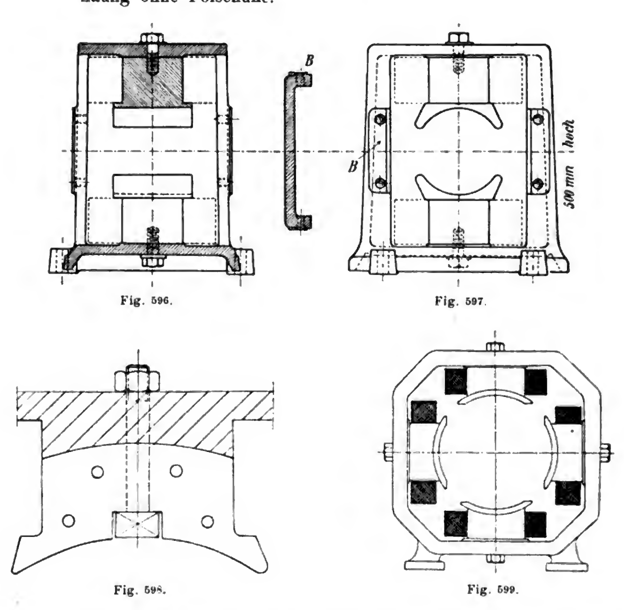


Fig. 596. Fig. 597.

Fig. 598. Fig. 599.

Bei großen Maschinen wird hie und da das Gehäuse verschiebbar angeordnet:

a) in der Achsrichtung (Fig. 602 und 603),

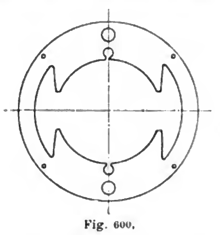
b) in zwei Hälften senkrecht zur Achse (Fig. 565).

Gehäuse über 100 KW werden fast allgemein horizontal geteilt, sehr große Gehäuse werden in 3 oder 4 Segmenten gebaut.

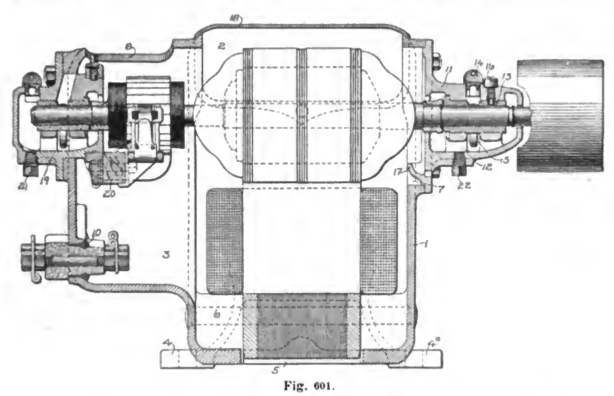
Außerdem mögen hier einige besondere Magnetgehäuse von Bergmann besprochen werden. Bereits in Fig. 102, Teil 1, ist ein zweipoliges Gehäuse mit einer gemeinsamen Erregerspule erwähnt, es besteht aus zwei zusammengeschraubten Hälften mit je einem Pol. Die Maschine Fig. 604 und 604a besteht aus einer oberen und unteren

Feldgestellhälfte, zwischen beiden liegt ein Tragrahmen mit den Lagern.

Nicht allein zweipolige Gestelle von der Form Fig. 600 werden häufig als ganze Bleche gestanzt, Bergmann führt auch größere Gehäuse nach Fig. 605 bis 607 lamelliert aus und preßt die Blechpakete zwischen kräftige, mit Füßen versehene Endschilder. Zur Herstellung solch großer Bleche sind besonders kräftige Stanzen erforderlich; auf den Seiten des Blechkörpers sind kräftige Endscheiben aus Schmiedeisen oder Temperguß von 3 bis 10 mm Stärke einzulegen.


Fig. 600.

Aus den verschiedenen Figuren ist auch bereits die Ausführung der Trennfugen geteilter Gehäuse entweder mittels Kopfschrauben oder Stiftschrauben zu ersehen (Fig. 586, 587, 594, 595). Die Schrauben sind durch eingelegte Prisonringe p oder Keile vor Biege- und Schubspannungen zu entlasten. Große Gehäuse werden häufig 4mal geteilt, eine solche Trennfuge zeigt Fig. 608. Die Teilungsschrauben setzt


Fig. 601.

man nach Fig. 609 seitlich, wenn der Durchmesser beschränkt ist. Der Kopf der Schrauben soll stets oben, die Mutter unten sein (Fig. 595). Abgesehen von kleinen Maschinen und solchen mit Lagerschildern ist eine Zweiteilung des Gehäuses stets wünschenswert, da das Herausnehmen des Ankers wesentlich erleichtert wird. Die Zweiteilung geschieht ge-

wöhnlich so, daß nach einem horizontalen Durchmesser getrennt wird. Bei gewissen Fußhöhen (Abstand Wellenmittel zur Fußfläche) kann es jedoch notwendig werden, der oberen Hälfte z. B. 7 Pole, der unteren 5 zu geben. Außer der Zweiteilung ist für Reparaturen von Dynamos,

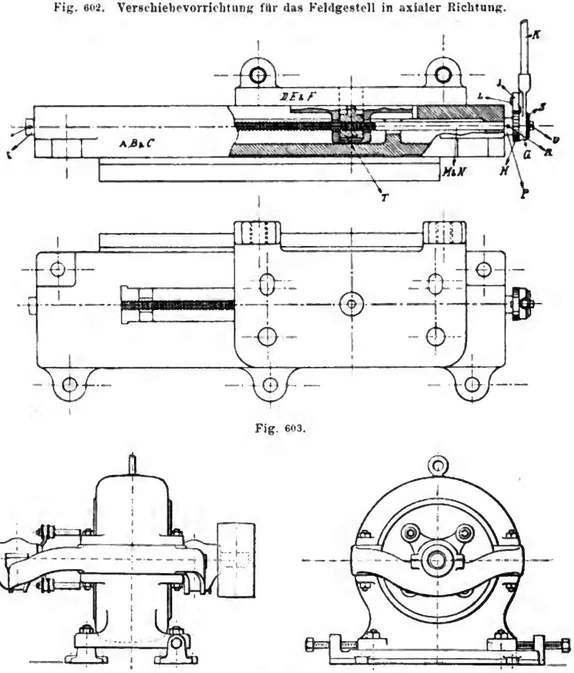


Fig. 602. Verschiebevorrichtung für das Feldgestell in axialer Richtung.

Fig. 603.

Fig. 604. Bergmann. Fig. 604a.

die zwischen 2 Dampfmaschinenkurbeln arbeiten, eine Anordnung zum seitlichen Herausnehmen der Pole unerläßlich. Eine weitere Zweiteilung der unteren Jochhälfte ist ebenfalls erwünscht. Die lamellierten Polschuhe (Fig. 593a, 593b, 610, 611) werden durch 4 bis 8 Nieten von 4 bis 10 mm Durchmesser solid zwischen 2 Endstücken (Fig. 593a und 593b) aus Temperguß oder Messingguß zusammengepreßt. Ganze Pole werden ebenso aus Blechen mit entsprechend mehr und stärkeren Nieten

(6 bis 12 mm Durchmesser) aufgebaut. Die Schrauben zum Befestigen der Polschuhe sollten zweckmäßig zwei an der Zahl sein [1]) und gut verstemmt werden, so daß ein Lockern während des Betriebs ausgeschlossen ist. Es ist ganz rationell, den Radius der Sitzfläche des Polschuhs etwas kleiner zu nehmen als denjenigen der Polsitzfläche. Aufgeschraubte

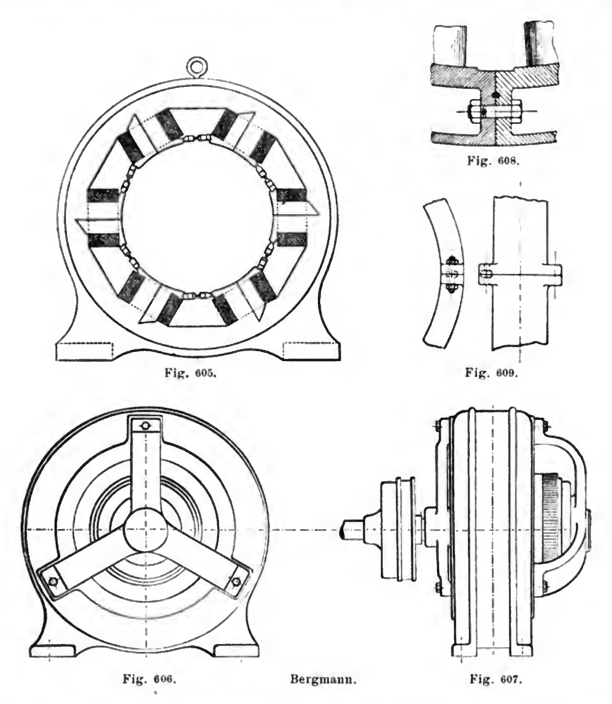


Fig. 608.

Fig. 605. Fig. 609.

Fig. 606. Bergmann. Fig. 607.

Pole braucht man bei gedrehter Sitzfläche selbst bei nur einer Schraube pro Pol nicht unbedingt zu sichern, obwohl öfters Prisonstifte (Fig. 586) oder Keile (Fig. 588) vorgesehen werden. In gut zusammengepreßte lamellierte Pole kann man direkt Gewinde für die Polschrauben schneiden (Fig. 592), in Fig. 591 ist ein massiver Keil eingeschoben. Sehr emp-

[1]) Wo es auf Billigkeit ankommt, wird allerdings oft nur eine Schraube verwendet.

fehlenswert ist es, die Pole einfach von einer Stange Walzeisen abzusägen, und Pol samt Polschuh mit einer Schraube zusammenzuziehen. Ein sehr einfaches Joch erhält man, wenn man einen runden Schmideisenring von rechteckigem Querschnitt ohne jegliche Ansätze für Pole und Füße verwendet, in demselben die Schrauben- und Polsitzflächen ausfräst und den Ring seitlich an die Grundplatte anschraubt (Fig. 612). Es lassen sich auch die abgedrehten Pole direkt auf den ausgedrehten Ring setzen, d. h. man läßt die Polansätze völlig weg, was von verschiedenen Firmen auch gemacht wird, wenn der Ring aus Stahlguß oder Gußeisen besteht. Die A. E.-G. Berlin versieht in diesem Falle die Pole mit einer erweiterten Uebergangsfläche (Fig. 613).

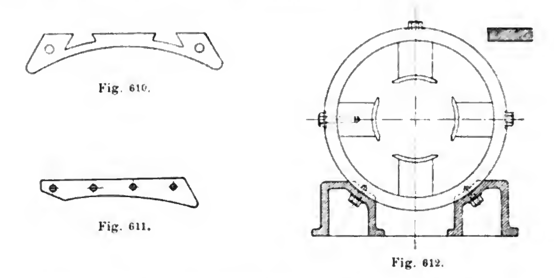


Fig. 610. Fig. 611. Fig. 612.

Als Querschnittsformen für das Joch kommen in Frage: für kleinere Typen der rechteckige oder rechtig abgerundete (ovale), bei schwachen Jochdimensionen der ⊔-förmige (Fig. 595) oder ⊥-förmige und bei großen Dimensionen der Kastenquerschnitt (Fig. 454). Man sollte bei aufgeschraubten Polen darauf achten, daß man jeden Pol samt Spule leicht abnehmen kann, ohne die Lager und den Anker entfernen zu müssen.

Ueber den Polen spart man im Joch öfters Höhlungen aus (Fig. 458), da man dadurch etwas an Gewicht spart, und besonders wenn man zur Verringerung des Querfeldes tiefe Schlitze vorsieht, auch die Kühlung verbessert.

Das Unterteil großer Magnetgehäuse ragt in der Regel in eine Grube, in die zur Bedienung eine Treppe zu führen ist. In der Grube und zwischen den Polen ordne man einige Glühlampen an und mache alle Maschinenteile, wie Bürsten und Feldspulen möglichst bequem zugänglich.

Für gewisse Zwecke z. B. Lavalturbinen, regelbare Motoren werden 2 Maschinengehäuse nebeneinander (d. h. mit parallelen Achsen) erforderlich. Es ist natürlich ohne weiteres möglich, 2 normale Maschinen nebeneinander zu stellen; man spart jedoch wesentlich an Platz, namentlich an Achsabstand wie an Material, wenn man

die Gehäuse nach Fig. 614[1]) mechanisch und magnetisch verkettet. Bei der in Fig. 614 angegebenen Kraftlinienverteilung braucht das Joch durchweg nur für den halben Gesamtflux bemessen zu sein. Würde man oben 2 Nordpole und unten 2 Südpole anordnen, so wäre das Mitteljoch magnetisch unbenützt und die beiden Seitenjoche müßten den ganzen Flux pro Maschine führen, also doppelt so groß sein wie zuvor (siehe auch D. R.-P. 143121, von Siemens & Halske, worin eine vierpolige Doppelmaschine gezeichnet ist).

Bahnmaschine.

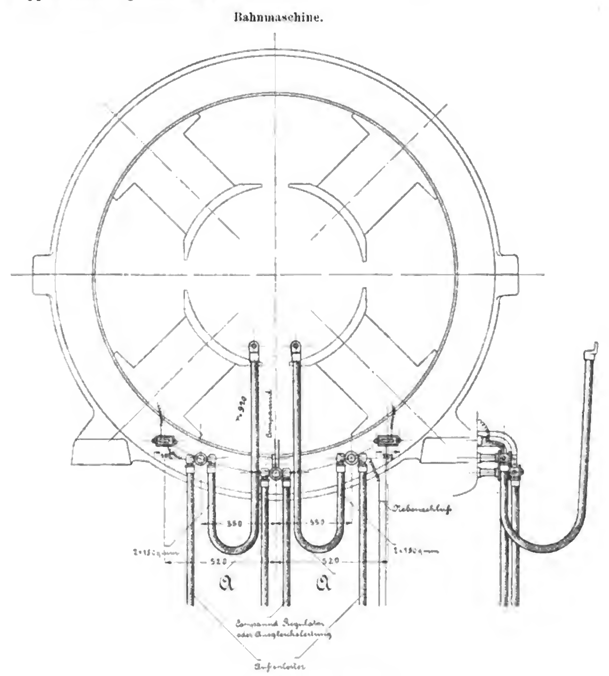


Fig. 613. A. E.-G. Berlin.

Das Gehäuse wird in der Regel mit Stützflächen ausgerüstet, um die Maschine auf einem Fundament, auf einer Grundplatte oder an einem Maschinenrahmen zu befestigen. Bei horizontaler Welle gießt man meist 2 Füße an oder aber man sieht nach Fig. 615 Paßflächen

[1]) Siehe auch Niethammer, Mod. Ges. etc. Fig. 65.

vor zum seitlichen Anschrauben, z. B. an das Lagerschild oder den Lagerbock eines Drehstromgenerators oder an einen Dampfmaschinenrahmen [1]).

Hebezeugmotoren werden neuerdings hin und wieder zum fliegenden Aufhängen an einem Schild als sog. Flantschmotoren ausgebildet (Fig. 615a für 2,5 PS, 900 Touren, Union E.-G.).

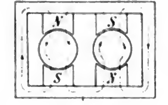


Fig. 614.

Bei vertikaler Welle wird das Gehäuse auf einen gußeisernen Tragrahmen geschraubt (Fig. 370).

Die an das Gehäuse oder manchmal auch an die Lagerteile angesetzten Füße darf man nicht zu schwach halten. Man kann den Querschnitt auf Biegung durch das Eigengewicht des Gehäuses und den magnetischen Zug berechnen, hat jedoch zu beachten, daß die Füße auch beim Transport, bei der Bearbeitung und durch Vibrationen beträchtliche unberechenbare Beanspruchungen auszuhalten haben und auch

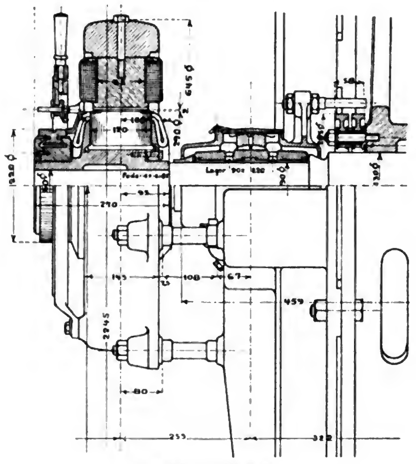


Fig. 615. Union E.-G.

[1]) Man kann die Maschinenfüße großer Typen auch, statt sie anzugießen, in ähnlicher Weise wie in Fig. 612 die Grundplatte, anschrauben. Man erzielt damit ein einfacheres Gehäusemodell, das sich sehr bequem montieren und demontieren läßt; zudem können die Füße Gußeisen sein, wenn das Gehäuse Stahl ist. Zur Entlastung der Befestigungsschrauben lege man einen Flach- oder Rundkeil in die Trennfuge (Arnold, Gleichstrommaschine, 2. Teil, Tafel IV).

Gußrücksichten zu beachten sind. Die Fußfläche sei möglichst breit und stabil, um erschütterungsfreien Gang und keine zu große spezifische Beanspruchung des Fundaments zu bekommen. Es sei G_x kg einschließlich dem magnetischen Zug das Gewicht, das beide Fußflächen zu über-

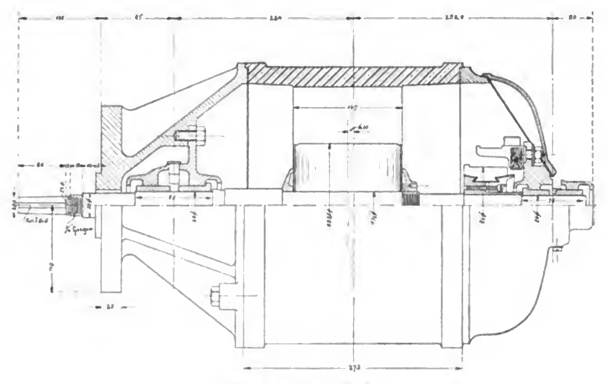


Fig. 615a. Union E.-G.

tragen haben (bei Maschinen mit Lagerschildern das ganze Motorgewicht, sonst nur das Gehäusegewicht samt magnetischem Zug) und die Fußfläche sei insgesamt (beide Seiten) F_f in c^2, dann soll sein

$$k = \frac{G_x}{F_f} < 5 \text{ bis } 10 \text{ kg/c}^2. \quad \ldots \ldots \quad 325)$$

Bei kleineren Maschinen ist k meist nur etwa 1 kg/c². Bei großen Fußflächen muß man zur Sicherung der Auflage Arbeitsleisten aussparen.

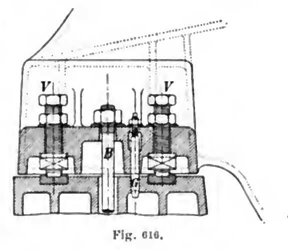


Fig. 616.

Pro Fuß sieht man 2 oder 4 Befestigungsschrauben und einen Prisonstift G vor, bei größeren Typen häufig 2 Zug- und 2 Druckschrauben (Fig. 587, 594 und 616). Mit den ersteren kann man das Gestell zur Justierung des Luftspaltes heben und senken, mit den letzteren schraubt man das Gestell fest. Den Abstand der Fußschrauben in axialer Richtung wähle man möglichst groß, in der Regel laden die Füße beiderseits über das Joch hinaus aus. Der axiale Abstand a der

beiden Fußschrauben hängt allerdings von der Jochbreite ab, man sollte aber doch $a > 12 \sqrt{D_a}$ machen, wenn D_a der äußere Maschinendurchmesser in mm ist.

In die Füße kleinerer Maschinen hobelt man in der Regel 2 kleine Einschnitte ein (5 × 30 bis 10 × 80 mm), in welche die Spannschienen passen.

Bei großen Maschinen sieht man zur Justierung des Luftspaltes nicht allein die erwähnten Zugschrauben für die vertikale Richtung, sondern auch Schrauben zur seitlichen[1]) Verschiebung vor (Fig. 617),

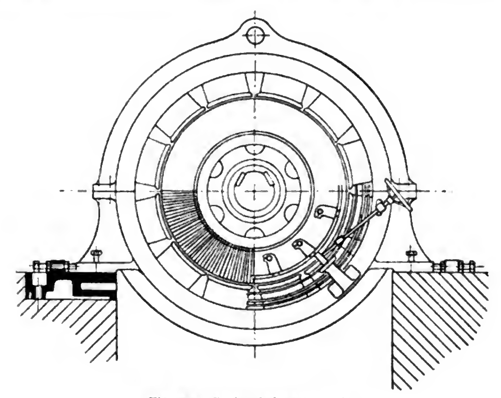


Fig. 617. Garbe, Lahmeyer & Co.

ferner eventuell Unterlagsbleche oder -keile unter den Füßen und Lagern, z. B. 3 mm insgesamt bestehend aus 2 Blechen à 1 mm und 3 Stück à 0,3 mm. Mit Hilfe der vertikalen und horizontalen Fußschrauben, eines oder mehrerer durch Schrauben oder Keile justierbarer Stützböcke unter dem Gehäuse (Fig. 587 und 460) sowie durch passend geformte Einlagebleche in den Trennfugen und unter den Füßen ist es stets möglich, ein Gehäuse völlig rund zu spannen zur Erzielung eines allseitig gleichen Luftspaltes.

Zum isolierten Aufstellen der Gehäuse ist es namentlich in Amerika üblich, unter die Füße und die Stützböcke allseitig Holzstücke zu legen (Fig. 618 und 619). Isolierte Aufstellung siehe unter Fundamente.

[1]) Um an Grundfläche zu sparen, legt man häufig die Schrauben zur horizontalen Justierung des Luftspaltes nach der Innenseite und gießt an die Grundplatte entsprechende Ansätze an (Fig. 602).

Erreicht eine Maschine ihre Spannung nicht völlig, so ist man unter Umständen genötigt, Bleche unter die Pole zu legen. Zum bequemen Unterschieben eignet sich die Form Fig. 620 und 621, worin gleich Schlitze zur Umgehung der Polschrauben vorgesehen sind. Eine weitere Justierung der Felderregung liegt darin, daß man in den Polen oder im Joche (Fig. 622) Löcher a ausspart, die man mehr oder weniger mit Eisenstiften ausfüllt.

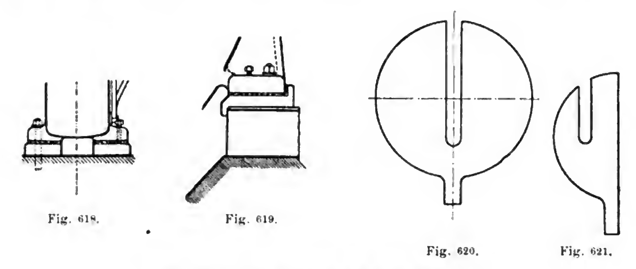


Fig. 618. Fig. 619. Fig. 620. Fig. 621.

84. Dimensionierung des Gehäuses.

Ob man Gußeisen oder Stahlguß für Joch und Füße verwendet, ist eine lokale Frage. In größeren Stücken ist Stahlguß etwa 2mal so teuer als Gußeisen, bei kleinen Stücken ist der Unterschied eher größer. Gußeisenjoche werden etwa doppelt so schwer wie Stahlgußjoche, so daß Fracht und Zoll höher werden, die Maschine wird aber bei Gußeisen in der Regel stabiler und eleganter.

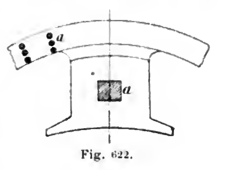


Fig. 622.

Die Bearbeitung von Gußeisen ist wesentlich billiger und alle Ansätze, wie Füße, Hauben etc., werden in Stahlguß häufig unnötig teuer. Die Lieferung von Stahlguß erfordert ziemlich lange Termine (mehr als 3 bis 4 Wochen), was bei Gußeisen nicht der Fall ist. Bei Lagerschildmaschinen bietet Gußeisen den Vorteil, daß man das rückwärtige Schild mit dem Gehäuse zusammengießen kann (Fig. 623). Wo es auf geringes Gewicht und geringen Platzverbrauch ankommt, ist nur Stahlguß oder Schmiedeisen zu verwenden. Für die Pole kommt nur Stahl oder Schmiedeisen in Frage. Gußeisen hat wegen seiner großen Koerzitivkraft die Eigenschaft, seine Magnetisierung verhältnismäßig langsam zu ändern, d. h. die Magnetisierung folgt dem Erregerstrom nicht rasch, was in gewissen Fällen ein Nachteil, in anderen ein Vorteil ist.

Obwohl die Maße der Feldgestelle im wesentlichen aus magnetischen

Gründen festgelegt werden, hat man in der Regel noch die mechanischen Beanspruchungen und Durchbiegungen zu kontrollieren. Die Schrauben zur Befestigung der Pole erfahren an einem ganz oben (vertikal) liegenden Pol eine Zugbeanspruchung

$$\sigma_z = \frac{\text{Pol-} + \text{Spulengewicht} + \text{magnetischer Zug pro Polfläche}^{1)}}{\text{Schraubenflächen (Kerndurchmesser)}} . \quad 326)$$

An einem horizontal liegenden Pol erfahren die Polschrauben eine Biegebeanspruchung, wenn die Länge des Pols samt Polschuh l ist:

$$\sigma_b = \frac{(\text{Pol-} + \text{Spulengewicht} + \text{Umfangskraft})^{2)} \times \frac{l}{2}}{W_m} . \quad 327)$$

Das Widerstandsmoment ist $W_m = x \cdot 0{,}1\, d_1^{\,3}$, falls x die Zahl der Schrauben und d_1 der Kerndurchmesser ist. σ_b und $\sigma_z < 500$ kg/c².

Für angeschraubte Polschuhe gilt eine gleiche Beziehung für σ_z.

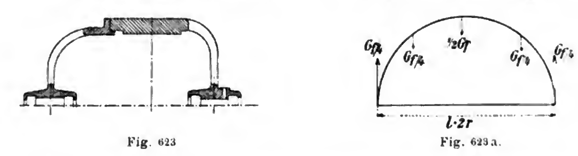


Fig. 623 Fig. 623 a.

Zur Berechnung der Biegungsbeanspruchung des Jochquerschnitts kann man zunächst in erster Annäherung einen geraden Balken mit der Auflageentfernung l gleich dem Durchmesser des Jochschwerpunktkreises voraussetzen und (Fig. 623a) bei nichtgeteilten Gehäusen schreiben

$$\frac{l}{12}\left(\frac{G_f}{2} + 1{,}5\, G_z\right) = \sigma_b\, W_m \quad . \;.\;.\;.\;. \quad 328)$$

und bei geteiltem Gehäuse ebenso oder

$$\frac{l}{8}\left(\frac{G_f}{2} + 2\, G_z\right) = \sigma_b\, W_m , \quad . \;.\;.\;.\;. \quad 329)$$

falls G_f das gesamte Gewicht des Magnetgestells ist, d. h. von Joch, Polen, Polschuhen und Erregerwicklung und G_z der einseitige magnetische Zug, $W_m = \frac{\Theta}{e}$ ist das Widerstandsmoment des Jochquerschnitts, bei rechteckiger Form $\frac{b\,h^2}{6}$, bei **T**-förmigem Querschnitt (Fig. 624) ist[3])

[1]) $\left(\frac{B_m}{5000}\right)^2 F_p$.

[2]) Diese Umfangskraft entspricht dem Drehmoment bei Vollast.

[3]) Siehe Hütte I unter Trägheitsmomente.

$$\Theta = \frac{1}{3}\,[B\,e_1{}^3 - b_1\,h^3 + a\,e_2{}^3] \text{ und } e_1 = \frac{1}{2}\,\frac{a\,H^2 + b_1\,d^2}{a\,H + b_1\,d},$$

$$e_2 = H - e_1;\ W_m = \Theta : e_2.$$

Für den ⊔-förmigen Querschnitt (Fig. 595) gilt dasselbe, wenn man die 2 Rippen einfach für die Berechnung zusammenwirft. Für den Kastenquerschnitt (Fig. 454) setze man (Fig. 625) das Trägheitsmoment

$$\Theta = \frac{b_2\,h^2}{6} + h\,b_2\left(e_1 - \frac{h}{2}\right)^2 + {}^1\!/_3\,d_1\,H^2 + 2\,d_1\,H\left(\frac{H}{2} - e_1\right)^2$$

$$+ \frac{d_2}{3}\,(H - h - d_3)^2 + 2\,d_2\,(H - h - d_3)\left(h - e_1 + \frac{H - h - d_3}{2}\right)^2$$

$$+ \frac{b_1\,d_3{}^2}{6} + b_1\,d_3\left(H - e_1 - \frac{d_3}{2}\right)^2.$$

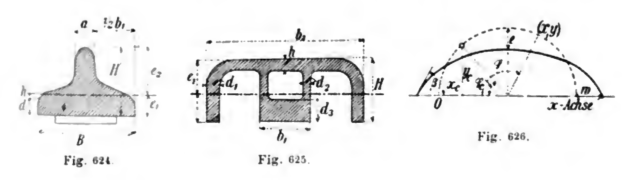


Fig. 624. Fig. 625. Fig. 626.

$$W_m = \frac{\Theta}{e_1};\ e_1 \text{ und } e_2 = H - e_1 \text{ bestimmt sich aus}$$

$$e_1{}^2\,d_1 + \frac{1}{2}\,e_1\,b_2\,(h - e_1) = e_2{}^2\,d_1 + b_2\,(h - e_1)\,\frac{h - e_1}{2}$$

$$+ 2\,(H - h - d_3)\,d_2\left(h - e_1 + \frac{H - h - d_3}{2}\right)$$

$$+ b_1\,d_3\left(e_2 - \frac{d_3}{2.}\right).$$

Genauer[1]) hat man die Beanspruchung nach den Gesetzen für den Balken mit gekrümmter Mittellinie zu rechnen.

$$\sigma_x = \left(P + \frac{M_b}{r}\right)\frac{1}{F} + \frac{r}{\Theta_0}\,\frac{y}{r + y}\,M_b \quad \ldots\ldots\ 329\,a)$$

$r = \frac{1}{2}$. $M_b = (0.5\,G_f + 2\,G_z)\,\frac{1}{8}$ oder $= \frac{1}{12}\,(0{,}5\,G_f + 1{,}5\,G_z)$, F = Jochquerschnitt,

$$P = \frac{\text{Gleichmäßiger magnetischer Zug total}^{2)}}{\pi}$$

[1]) Die genaue Berechnung gibt wohl Werte, die zwei- bis dreimal größer sind als die angenäherten.

[2]) $2\,p\,F_p\left(\frac{B_m}{5000}\right)^2$; $2\,p\,F_p$ = totale Polschuhflächen, B_m = Polrandinduktion. Es ist die Umfangskraft des nützlichen Drehmoments dazu zu schlagen.

Allgemein ist

$$\Theta_0 = -r^2 \int \frac{y\,dF}{r+y}\,k F r^2;$$

bei rechteckigem Querschnitt ist

$$k = \frac{1}{3}\left(\frac{e}{r}\right)^2 + \frac{1}{5}\left(\frac{e}{r}\right)^4 + \frac{1}{7}\left(\frac{e}{r}\right)^6 + \ldots$$

wenn e der Schwerpunktsabstand von der meist beanspruchten Faser (beim Rechteck $= \frac{h}{2}$, siehe Fig. 624 und 625). y ist der Abstand der betrachteten Faser von der Schwerpunktsachse, im Maximum = e. Ist r groß gegen y, so kann Θ_0 gleich dem gewöhnlichen Trägheitsmoment gesetzt werden.

Die Beanspruchung σ_b und σ_x sei < 200 kg/c² für Gußeisen und < 2500 kg/c² für Stahlguß.

Trennt man das Gehäuse nach einer vertikalen Ebene, so ist die Beanspruchung σ_x größer, da dann $M_b = (0{,}5\,G_b + G_z)\frac{l}{4}$.

J. Schenk gibt nach dem Vorgang von Föppl als Beanspruchung unter Benützung der einfachen Biegungsformeln für den geraden Balken

$$\sigma_x = \frac{M_b}{W_m} + \frac{P}{F} \quad \ldots\ldots\ldots\ldots \quad 330)$$

Dabei ist für einen Horizontalschnitt

$$\left.\begin{aligned} M_b &= F\,\gamma\,r^2 \,.\, 0{,}11 \\ P &= F\,\gamma\,r \,.\, 1{,}57 \end{aligned}\right\} \quad \ldots\ldots\ldots\ldots \quad 331)$$

Außerdem ist die Schubkraft

$$P_s = F\,\gamma\,r \,.\, 0{,}64 \quad \ldots\ldots\ldots\ldots \quad 332)$$

Für einen Vertikalschnitt gilt

$$\left.\begin{aligned} M_b &= -F\,\gamma\,r^2 \,.\, 0{,}04 \\ P &= -F\,\gamma\,r \,.\, 0{,}64 \\ P_s &= 0 \end{aligned}\right\} \quad \ldots\ldots\ldots \quad 333)$$

r ist der Radius des Schwerpunktkreises wie zuvor. Ferner

$$\gamma = \frac{\text{Gehäusegewicht } G_f}{F\,r\,.\,2\,\pi}$$

oder angenähert unter Einziehung des magnetischen Zugs (G_z einmal der einseitige Zug und einmal der gleichmäßige Zug $\times \frac{1}{\pi}$)

$$\gamma = \frac{\text{Gehäusegewicht } G_f + 2\,G_z}{F\,r\,.\,2\,\pi}.$$

Noch wichtiger als die Beanspruchung ist die Durchbiegung und zwar die maximale im Scheitel, sowie die horizontale Ausweichung. Die Durchbiegung beeinflußt bekanntlich die Größe des Luftspalts. Sie ist im Scheitel für einen geraden, 2mal unterstützten Balken von der Länge l (α = Dehnungskoeffizient)

$$f = \frac{5}{384}\,\frac{(0{,}5\,G_f + G_z)\,l^3}{\Theta}\,\alpha \quad \ldots\ldots \quad 334)$$

Die tatsächliche Durchbiegung ist aber anders, meist kleiner. Der ursprüngliche Kreis wird zur Ellipse (Fig. 626).

Nach der Theorie vom gekrümmten Balken (Bach, Elastizität und Festigkeit) ist die Verschiebung irgend eines Punktes des ursprünglichen Schwerpunkthalbkreises mit den Koordinaten x_c, y_c in horizontaler Richtung Δx_c in vertikaler Δy_c (Fig. 334).

$$\left.\begin{aligned} \Delta x_c &= y_c \int_0^{\varphi_c} \omega \, d\varphi - \int_0^{\varphi_c} y\, \omega \, d\varphi + \int_0^{x_c} \varepsilon_0 \, dx \\ \Delta y_c &= - x_c \int_0^{\varphi_c} \omega \, d\varphi + \int_0^{\varphi_c} x\, \omega \, d\varphi + \int_0^{y_c} \varepsilon_0 \, dy \end{aligned}\right\} \quad \ldots \quad 335)$$

$$\varepsilon_0 = \frac{\alpha}{F}\left(P + \frac{M_b}{r}\right) = \text{Dehnung der mittleren Faser}$$

$$\omega = \frac{\alpha}{F}\left(P + \frac{M_b}{r} + \frac{M_b}{k\,r}\right) = \text{Winkeländerung des Quer-}$$

schnittelements (k siehe weiter oben)

α = Dehnungskoeffizient.

Auf Grund dieser Beziehungen hat Linsemann E.T.Z. 1902, S. 81 ff. die Einsenkung e des Scheitels und die horizontale Ausweichung w (Fig. 334) unter verschiedenen Annahmen ermittelt:

a) Die betrachtete obere Hälfte ist vollständig frei gelagert (nicht eingespannt), so daß $\sphericalangle \beta$ (Fig. 334) $< 90^0$ werden kann, dann wird

$$e = -0{,}062\ C,$$
$$w = +0{,}097\ C,$$
$$C = \frac{\gamma\, r^4\, F\, \alpha}{\Theta},$$

$\gamma = \dfrac{G_f + 2\,G_z}{2\,\pi\, r\, F}$ kg/c³; 2 r = Jochdurchmesser im Schwerpunkt, l' = axiale Jochlänge Θ = Trägheitsmoment des Jochquerschnitts und α = Dehnungskoeffizient, alles in c. Im Original ist wohl fälschlicherweise definiert.

$$\gamma = \frac{G_f + 2\,G_z}{2\,\pi\, r\, l'} \text{ und } C = \frac{\gamma\, r^4\, \alpha}{\Theta},$$

$$\text{woraus } e = -0{,}062\ C\,\frac{1}{l'} \text{ und } w = +0{,}097\ C\,\frac{1}{l'}.$$

b) Ist die obere und untere Hälfte starr verbunden (zusammengegossen oder starr verbunden), wobei $\beta = 90^0$ bleibt, so wird

$$e = -0{,}023\ C,$$
$$w = +0{,}025\ C.$$

c) Bei Anwendung einer horizontalen Zugstange (Fig. 627), die e = o macht, wird die Beanspruchung dieser Stange

$$\sigma_z = 1{,}22\ r\ \gamma\ \text{kg/c}^2$$

und

$$w = +0{,}007\ C$$

Schenk berechnet jedoch an Hand der Mechanik von Föppl folgende Durchbiegungen:

	Eingespannt Fall b	gelenkig gelagert Fall a
Scheitelsenkung	$+0{,}0062\,F\gamma r^2\frac{r^2\alpha}{\Theta} = +0{,}0062\,C$	$+0{,}0135\,F\gamma r^2\frac{r^2\alpha}{\Theta} = +0{,}0135\,C$
Verschiebung an einer Stelle unter 30° gegen die Horizontale		
vertikal	$-0{,}0011\,F\gamma r^2\frac{r^2\alpha}{\Theta} = -0{,}0011\,C$	$-0{,}0016\,F\gamma r^2\frac{r^2\alpha}{\Theta} = -0{,}0016\,C$
horizontal	$-0{,}004\,F\gamma r^2\frac{r^2\alpha}{\Theta} = -0{,}004\,C$	$-0{,}009\,F\gamma r^2\frac{r^2\alpha}{\Theta} = -0{,}009\,C$

Im ungünstigsten Fall ist also die Scheitelsenkung frei gelagerter Balken

$$\left.\begin{array}{ll}\text{nach Linsemann} \ldots\ldots & \\ \text{nach Schenk} \ldots\ldots & e = \\ \text{gerader Träger (Formel 334)} \ldots & \end{array}\right. \begin{cases} 0{,}062\ C \\ 0{,}013_5\ C \\ 0{,}33\ C \end{cases}$$

größte Ausweichung nach Linsemann . $w = 0{,}097\ C$

Für den eingespannten Balken ist ebenso

$$\left.\begin{array}{ll}\text{nach Linsemann} \ldots\ldots & \\ \text{nach Schenk} \ldots\ldots & e = \\ \text{gerader Träger} \ldots\ldots & \end{array}\right. \begin{cases} 0{,}023\ C \\ 0{,}0062\ C \\ 0{,}066\ C \end{cases}$$

größte Ausweichung nach Linsemann . $w = 0{,}025\ C$

Die Resultate sind also ziemlich stark voneinander abweichend.

Es empfiehlt sich, solange nicht Versuche, die den tatsächlichen Verhältnissen einigermassen entsprechen, vorliegen, in folgender Weise zu rechnen. Die maximale Durchbiegung im Scheitel sei

$$e = c_1 \,.\, F\gamma r^4 \frac{\alpha}{\Theta} = c_1 \,.\, \frac{G_f + 2\,G_z}{2\pi\Theta} r^3 \alpha,$$

und die maximale Ausweichung . . 336)

$$w = c_2 \,.\, F\gamma r^4 \frac{\alpha}{\Theta} = c_2 \,.\, \frac{G_f + 2\,G_z}{2\pi\Theta} r^3 \alpha$$

wobei (alles in c und kg) G_f = gesamtes Gehäusegewicht samt Pole und Spulen, G_z der einseitige magnetische Zug, $2r$ der mittlere Jochdurchmesser, Θ das Trägheitsmoment des Jochquerschnitts, α der Dehnungskoeffizient und

$c_1 = 0{,}03$, $c_2 = 0{,}03$ für horizontal nicht geteilte Gehäuse,

$c_1 = 0{,}05$, $c_2 = 0{,}08$ für horizontal geteilte Gehäuse.

Für vertikal geteilte, horizontal aber nicht geteilte Gehäuse dürfte bei guter Verschraubung c_1 und c_2 nicht viel größer als 0,04 sein; nach den Formeln für den geraden Balken wäre für den extremen Fall, daß die Trennfuge einen entsprechend großen Spalt zeigen würde, bei horizontaler Einspannung $e = 0{,}155\ C$ statt 0,066 bei vertikal nicht geteiltem, horizontal eingespanntem Balken.

Die zulässig erachteten Werte von e und w sind als Prozentsatz des Luftspaltes δ anzugeben, z. B. e oder $w = 0{,}02$ bis $0{,}1\ \delta$.

Bei einer horizontalen Teilung werden die Schrauben durch horizontale Kräfte beansprucht, von der oberen Hälfte durch nach außen gerichtete Kräfte; diejenigen der unteren Hälfte wirken nach innen. Man fängt diese Kräfte zweckmäßig durch eingelegte Prisonringe ab (Fig. 608 u. 609).

Für die Schrauben einer horizontalen Fuge gilt nach Linsemann

$$M_b = 0{,}3\ r^2\,\gamma \times \text{Jochbreite} = 0{,}1\ d_1^{\,3}\,.\,\sigma_b \times \text{Schraubenzahl pro Fuge};$$

für eine vertikale Fuge

$$M_b = (G_z + G_f)\,\frac{r}{4} = 0{,}1\ d_1^{\,3}\,.\,\sigma_b\,.\ \text{Schraubenzahl pro Fuge, oder}$$

$$M_b = \frac{\Theta}{\alpha\, r^2}\,e = 0{,}1\ d_1^{\,3}\,.\,\sigma_b\,.\ \text{Schraubenzahl pro Fuge.}$$

Die Durchsenkung der unteren Hälfte kann man bei großen Maschinen durch einen oder mehrere Stützböcke (Fig. 438) neutralisieren. Die Justierung geschieht durch Schrauben oder Keile. Die Einsenkung des Scheitels läßt sich durch Anbringung von horizontalen Zugstangen (Fig. 627) oder auch durch Tangentialversteifung (doppeltes Dreieck oder einfaches Sechseck) verringern. Für radiale Verspannungen ist bei Gleichstrommaschinen jedenfalls auf der Kommutatorseite in der Regel kein Platz vorhanden[1]).

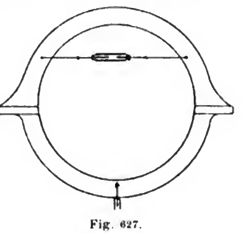


Fig. 627.

Bringt man an dem Gehäuse eine horizontale Doppelzugstange und einen Stützbock an der unteren Hälfte an, so wird nach Schenk das max. Biegungsmoment statt der Werte in Gl. 331) nur $0{,}0501\ F\,\gamma\,r^2$ und die max. Normalkraft $1{,}3\ F\,\gamma\,r$, die aber nicht gleichzeitig auftreten.

Die Zugkraft in der horizontalen Doppelstange ist $0{,}5\ F\,\gamma\,r$, die Druckkraft im unteren Scheitel $0{,}5_3\ F\,\gamma\,r$. Die Senkung des Scheitels ist dann nur $0{,}0007\ F\,\gamma\,r^2\,\frac{r^2\,\alpha}{\Theta}$. Sind für eine doppelte Dreiecksversteifung die Verhältnisse so getroffen, daß kein Stab gedrückt wird, so ist das max. Biegungsmoment $0{,}054\ F\,\gamma\,r^2$ und die max. Normalkraft — $0{,}607\ F\,\gamma\,r$ (nicht genau an derselben Stelle). Die Bean-

[1]) Die Bullock Co. (Cincinnati) benützt offenbar für größere Gleichstrommaschinen die Sechseckverspannung.

spruchung (Zug) in den einzelnen Spannstangen ist: 0.70 $F \gamma r$; 0,43 $F \gamma r$ in 2 Stangen; 0 und 0,27 $F \gamma r$ in 2 Stangen.

Einige Erfahrungsdaten über Polgehäuse stelle ich nachstehend zusammen:

Äußerer Maschinen-durchmesser D_a	Fußschrauben		Schrauben in der Teilfuge		Stärke (Höhe) des Fußsockels (Fig. 586) h_1 in mm	Wand-stärke des Fußes (Fig. 586) h_2 in mm
	Zahl	Durch-messer = δ	Zahl	Durch-messer = δ'		
150	4 total	8 mm	—	—	16	5
240	4 „	14 „	—	—	—	—
420	4 „	17 „	—	—	35	10
600	4 „	7/8"	—	—	50	12
1200	4 „	1 1/4"	2	7/8"	70	20
1900	2 Zug- und 2 Druck-schrauben pro Fuß	1 1/2"	2	7/8"	75	30
2800	„	1 3/4"	2	1 1/2"	50 bis 100	40
4500	„	2 1/4"	2	1 1/2"	150	60
7500	„	2 3/4"	2	2"	200	80
	In mm ist etwa $\delta = 8\sqrt{\frac{D_a}{100}} + 2$		In mm ist etwa $\delta' = 8 \text{ bis } 6\sqrt{\frac{D_a}{100}} + 2.$ Teilt[1]) man 4mal, so ist bei 4 Schrauben pro Fuge $\delta' = 6 \text{ bis } 8\sqrt{\frac{D_a}{100}} + 2$		Stahl	

$h_2 = \frac{D_a}{40} + 10$ mm bis $\frac{D_a}{30} + 10$ mm, manchmal auch wesentlich höher, dann aber hohl mit Wandstärken = 10 bis 40 mm und diagonalen Rippen. $h_2 = \frac{D_a}{70} + 3$ mm oder bei großen Typen $h_2 = 5 \text{ bis } 8\sqrt{\frac{D_a}{100}} + 2$ mm. Bei Gußeisen ist h_1 und h_2 20 bis 50% größer. Die Prisonstifte in den Füßen sind etwa 1/2 bis 1/4 δ stark. Die Fußplatte unter den Maschinenfüßen (Fig. 587) größerer Typen ist etwa h_1 bis 1,5 h_1 mm stark.

Für die Polschrauben gelten folgende Anhaltspunkte:

Poldurch-messer = d_p mm	Polschrauben	
	Zahl	Durch-messer = δ_p
130	1	3/4"
240	2	7/8"
285	1	1 1/2"
300	1	1 1/4"
410	2	1 1/4"

[1]) Eine Teilung in 4 Teile erweist sich bei $D_a \geq 5$ m als erforderlich.

Ungefähr ist

$$\text{für 1 Schraube } \delta_p = \frac{d_p}{10} + 5 \text{ mm}$$

$$\text{für 2 Schrauben } \delta_p = \frac{d_p}{14} + 4 \text{ mm}$$

$$\text{2 Schrauben bei } d_p \geqq 250 \text{ mm.}$$

$$\text{Prisonstift} = \tfrac{1}{3} \text{ bis } \tfrac{1}{4}\ \delta_p.$$

Die Polschuhschrauben sind bei kleineren Typen ½ bis ⅝" stark (bis 100 KW). Man verwendet in der Regel 2 Stück pro Pol. Sie sind dann etwa

$$\frac{d_p}{20} + 5 \text{ mm}$$

stark.

Ist der Pol nicht rund, so verwandle man zur Berechnung denselben in einen runden mit gleichem Querschnitt.

Für die Lagerschildschrauben verwendet man:

4 Stück à ½" für kleine Typen
8 „ à ⅝" „ größere „

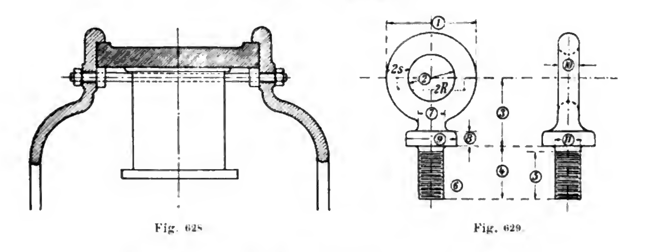


Fig. 628 Fig. 629

85. Verbindung der Lager mit dem Gehäuse.

Obwohl die Ausbildung der Lager bereits ausführlich behandelt wurde, sollen doch hier noch besonders die verschiedenen Arten der Verbindung des Gehäuses mit den Lagern zusammengestellt werden:

1. Lagerschilder oder Lagerbügel oder Lagersterne (ohne Haube).
   a) beide Lagerschilder oder Lagerbügel aufgeschraubt,
      α) zylindrisch angepaßt,
      β) nur in zwei oder drei ebenen Flächen angepaßt,
   b) ein Lagerschild angegossen, das andere angeschraubt (Fig. 623),
   c) beide Lagerbügel mit einem durch das Feldgehäuse laufenden Tragrahmen zusammengegossen, der auf der unteren Hälfte des Feldgestells ruht und auf den die obere Gestellhälfte aufgelegt wird (Fig. 604, Bergmann),

d) beide Lagerschilder mit dem Gestell zusammengegossen, letzteres senkrecht zur Achse geteilt.

Bei großen Typen sind die Lagerschilder geteilt.

2. Korblager.

a) Der eigentliche Lagerbock ist in einer zylindrisch ausgedrehten Fläche, deren Radius größer als der Ankerradius ist, aufgeschraubt. Gestell einteilig (Fig. 354).

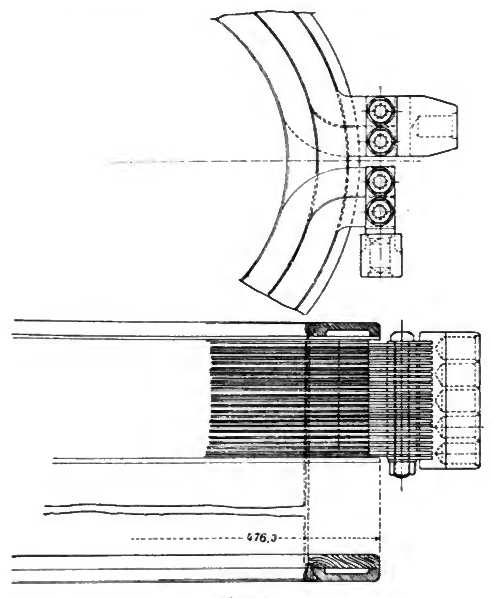


Fig. 630.

b) Lagerbock an den Korb angegossen, Gestell und Lager zweiteilig.

3. Lagerböcke (Stehlager) und Grundplatte.

a) Lagerböcke an die Grundplatte angegossen. Lager und Gestell zweiteilig (Fig. 450),

α) untere Feldgestellhälfte an die Grundplatte angegossen,

β) untere Gestellhälfte an die Grundplatte angeschraubt.

b) Lagerböcke auf gehobelten Flächen der Grundplatte befestigt mit Hilfe von Stiftschrauben oder Kopfschrauben, für letztere sind geeignete Aussparungen in der Grundplatte vorzusehen,

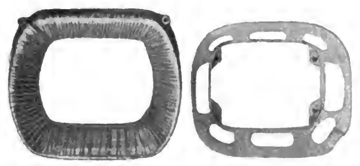


Fig. 631.

α) Lager und Gestell ungeteilt,

β) Lager und Gestell horizontal oder letzteres vertikal geteilt. Das Gestell kann an die Grundplatte angegossen oder angeschraubt sein.

c) Lagerböcke auf gedrehten Flächen der Grundplatte befestigt.

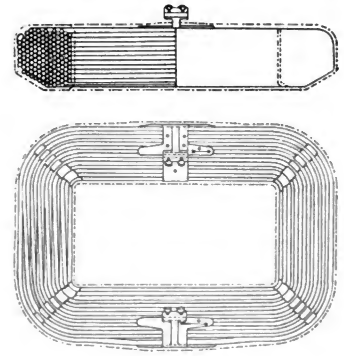


Fig. 632.

An den Gehäusen kleiner Maschinen bringt man gedrehte Ansätze mit Zentrierungsflächen zum Anschrauben von Lagerschildern und Bügeln an (Fig. 593 und 597). Die Befestigung geschieht meist mittels vier oder acht Stiftschrauben bezw. einem andern Vielfachen von vier. Außerdem sieht man zweckmäßig einen gut eingepaßten Prisonstift vor. Zur Verbilligung schraubt man wohl auch beide Schilder mit einem durchgehenden Bolzen an (Fig. 628).

86. Tragösen. Firmenschilder.

Zum Abheben der oberen Gestellhälfte oder zum Transportieren der ganzen Maschine bringt man am Gehäuse Tragösen an (Fig. 591, 593, 617 und 629). Sie werden entweder in das Gehäuse mit aufgehauenen Flächen (ähnlich wie Steinschrauben) eingegossen, bezw. direkt ein Stück mit dem Gehäuse gegossen, oder als Stiftschraube, oder besser

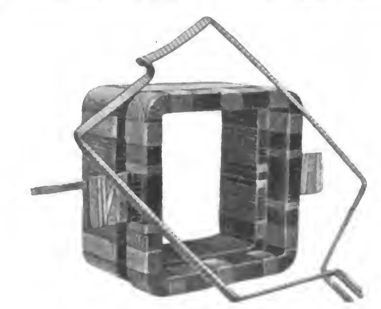


Fig. 633. Westinghouse.





Fig. 634 Gebr. Adt. Fig. 635.

als Kopfschraube befestigt. Die Oesen sind so zu dimensionieren, daß sie bei der Maximallast (meist die ganze Maschine samt Anker, Lager und Grundplatte oder mindestens das ganze Gehäuse) sich nicht nennenswert strecken. Dies gilt besonders für die runde Form, die dann verzerrt aussieht, weshalb eine längliche Oese sich mehr empfiehlt. Selbst wenn man mehr als eine Oese vorsieht, sollte jede die volle Last der Maschine, ohne zu brechen, ertragen. Im Schaft der Oese und in den zwei Oesenquerschnitten sollte die Beanspruchung $\sigma_z + \sigma_b$ (Zug + Bie-

gung) bei Schmiedeisen kleiner als 500 kg/c² sein. Das Gewinde in Gußeisen muß mindestens 2mal Kerndurchmesser lang sein, bei Stahlguß 1½mal Kerndurchmesser. Stiftschrauben empfehlen sich wegen des schlechten Ersatzes nicht. Das Verhältnis, Querschnitt des Oesenbolzens zu einfachem Oesenringquerschnitt, sei 1,7 bis 2,5. — Ist Q die Gesamtlast pro Oese und F der einfache Querschnitt[1]) der ringförmigen

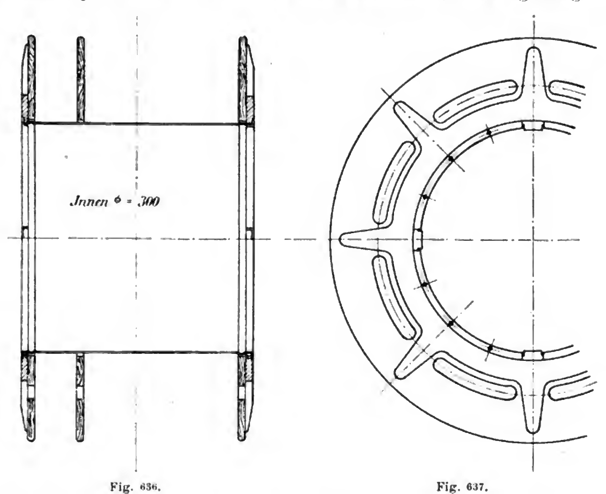


Fig. 636. Fig. 637.

Oese (Fig. 629), so ist nach den Rechnungsmethoden für den ebenen Balken die maximale Beanspruchung

$$\sigma_{max} = \sigma_z + \sigma_b = \frac{Q}{2F} + 2{,}5\,\frac{Q}{F} = 3\,\frac{Q}{F}.$$

Genau ist nach den auf S. 472 angegebenen Formeln für den gekrümmten Balken zu rechnen, wobei sich z. B. bei $R = 5\,s$ (Fig. 629) ergibt

$$\sigma_{max} = -\,7{,}5\,\frac{Q}{F},$$

also mehr als 2mal so groß wie zuvor. Es sei dabei bemerkt, daß für den Kreisquerschnitt ($2\,e = 2\,s$, $2\,r = 2\,R$) entsprechende S. 473

$$k = \frac{1}{4}\left(\frac{e}{r}\right)^2 + \frac{1}{8}\left(\frac{e}{r}\right)^4 + \frac{5}{64}\left(\frac{e}{r}\right)^6 + \ldots$$

[1]) $F = \pi\,s^2$.

Die Dehnung und Zusammendrückung ist ebenfalls nach den Formeln für gekrümmte Balken zu rechnen. Ein ungefähres Bild über die Größenordnung der Streckung λ namentlich länglicher Oesen mit der großen Achse $= 2\,R$ gibt die Beziehung ($\alpha =$ Dehnungskoeffizient)

$$\lambda = \varepsilon \,.\, 2\,R = 2\,\sigma_{max}\,\alpha\,R.$$

Der Bolzenquerschnitt F_b ergibt sich unmittelbar aus der zulässigen Zugbeanspruchung k_z ($<$ 500 bis 800 kg/c²)

$$F_b = \frac{Q}{k_z}.$$

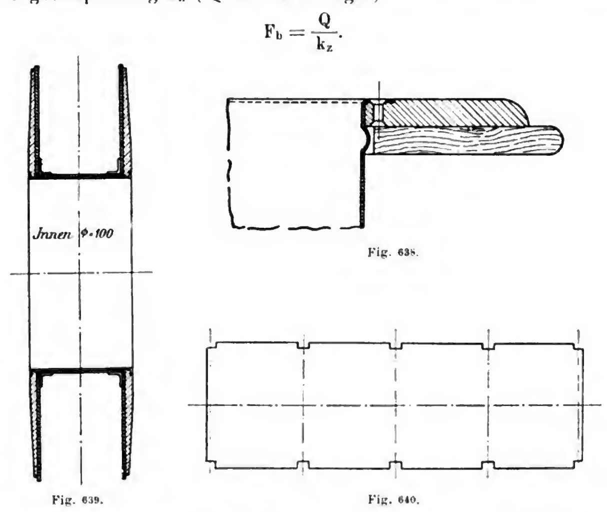


Fig. 638.

Fig. 639.

Fig. 640.

Auf dem Gehäuse der Maschine sieht man in der Regel ein Firmen- und ein Leistungsschild vor. Ersteres wird öfters auch als Aufguß auf die Schilder oder das Gehäuse ausgeführt. Auf dem Leistungsschild soll die normale Spannung, Stromstärke und Tourenzahl stehen, sowie die Zeitdauer, für welche die genannten Größen gelten.

87. Magnetspulen.

Der Spulendraht besteht entweder aus ein- oder zweimal umsponnenem Runddraht (bis etwa 10 mm Durchmesser) oder aus Vierkantkupfer (quadratisch, flach oder hochkant), ausnahmsweise auch aus Kabellitze. Für starke Querschnitte benutzt man vielfach mehrfaches (paralleles) flaches Kupferband von 0,5 bis 1,5 mm Dicke und beliebiger Breite bis

gegen 200 mm, oder aber Hochkantkupfer (Fig. 630)[1]) von 0,5 bis 4 mm Dicke und 10 bis 60 mm Höhe pro Lage. Die Spulen werden entweder mit Spulenkästen versehen oder einfach mit Band oder Schnur umwickelt oder getränkt (meist für kleine Typen, Fig. 631 bis 633). Die Spulenkästen können ganz aus Isolationsmaterial, z. B. Karton, Adit, Lackit, Isolit etc. (Fig. 634 und 635) bestehen oder aus zwei Metallflantschen (Temperguß, Messing), die durch einen Zinkblechzylinder ver-

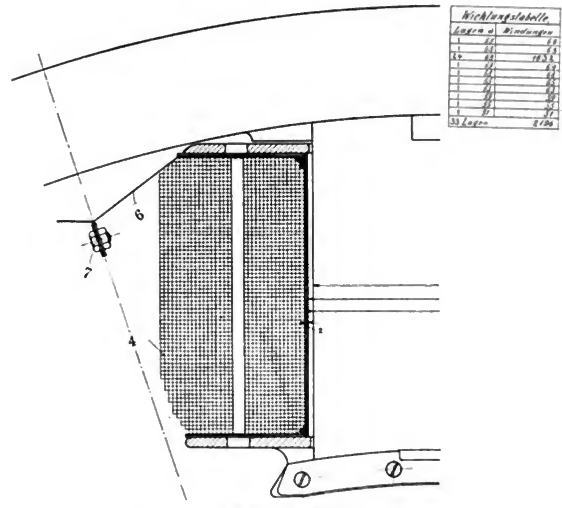


Fig. 641. Union E.-G

bunden sind (Fig. 636 bis 642)[2]). Der am Luftspalt liegende Flantsch ist eventuell wegen der Steigerung der Feldstreuung aus nichtmagnetischem Material zu wählen. Bei Verwendung von Metall wird der Spulenkasten zunächst sorgfältig mit Isolation, d. h. mit imprägniertem Holz (Fig. 638), Preßspan, Leinen etc. ausgelegt, namentlich auch die Ecken (Fig. 639 und 641), in die man Pappewinkel oder Schnurbandagen preßt. Die Spulen (Fig. 633, Westinghouse Co.) sind sorgfältig mit Schnur umwickelt, und dann wird zur Befestigung an den Polen auf zwei Seiten ein Messingspulenhalter eingelegt. Konisch aufgewickelte

[1]) Nach Parshal & Hobart.

[2]) Fig. 640 ist die Abwicklung des Spulenzylinders Fig. 639.

Spulen brauchen nur beschränkte Seitenflantschen (Fig. 643). Die Abkühlung solcher konischen Spulen ist gut, man hat aber die einzelnen Lagen gut zu verschnüren. Statt der Spulenkästen kann man auch zweimal vier Isolationsringe nach Fig. 644 vorsehen. Der Spulenkasten muß wegen unvermeidlicher Ungenauigkeiten gegen den Pol 4 bis 10 mm

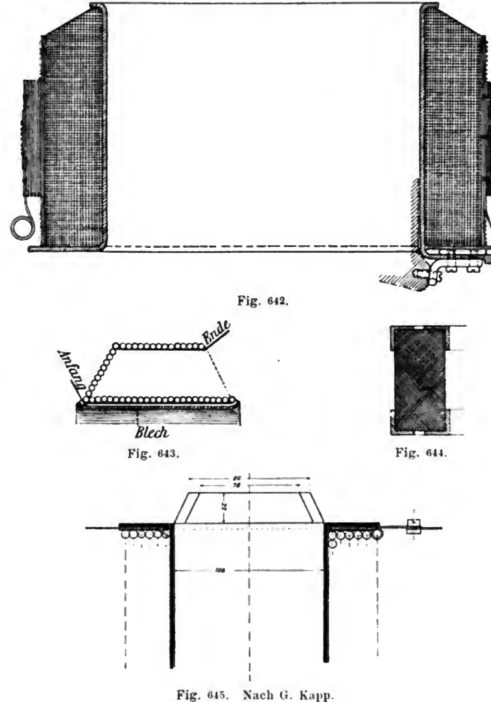


Fig. 642.

Fig. 643.

Fig. 644.

Fig. 645. Nach G. Kapp.

einseitig Spiel haben, das gleichzeitig zur Ventilation ausgenutzt werden kann. Man gießt wohl auch an die Pole kleine Rippen an, die sich gegebenen Falls rasch bearbeiten lassen. Ventilationskanäle in der Spule sind durch Zwischenlagen von Stäben aus Isolationsmaterial (z. B. Fiber) zu erzielen (Fig. 641).

Wichtig ist die Befestigung des Spulenanfangs und -endes, die zur

Vermeidung von Kurzschlüssen solid festgelegt sein müssen. Bei Spulenkästen verschnürt man das äußere Ende mit der ganzen letzten Lage[1]), das innere wird am besten vermittelst eines angelöteten Kupferbandes in einer Rinne im Flantsch nach außen geführt (Fig. 634, 635 und 645).

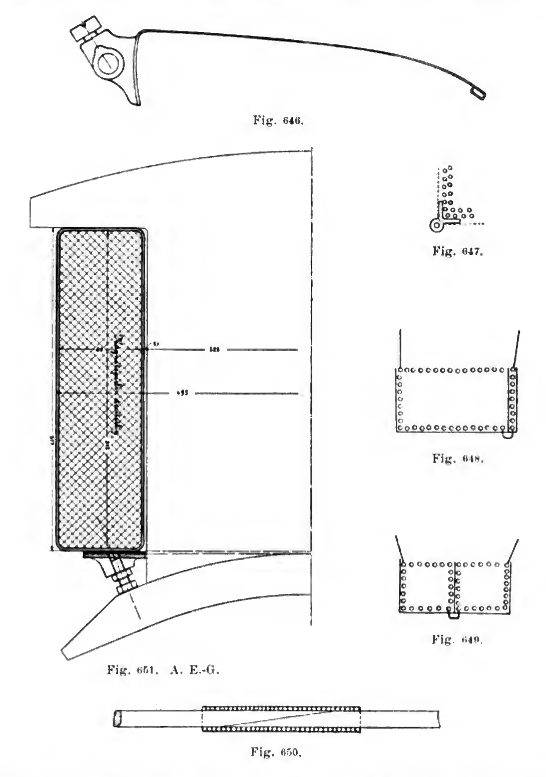


Fig. 646.

Fig. 647.

Fig. 648.

Fig. 649.

Fig. 651. A. E.-G.

Fig. 650.

Die beiden Spulenenden sind mit je einer gut festgebundenen Drahtklemme (Fig. 632, 646 und 647) zu versehen. Um beide Spulenenden direkt außen zu haben, kann man zunächst eine Höhe (Fig. 648) an

[1]) Siehe Fig. 632 und 631.

Draht von innen nach außen wickeln und dann mit dem inneren Ende die Spule nach außen wickeln. Das Gleiche erreicht man durch Wickeln der Spule in zwei Hälften (Fig. 649). Hat man Drähte zu verlöten, so

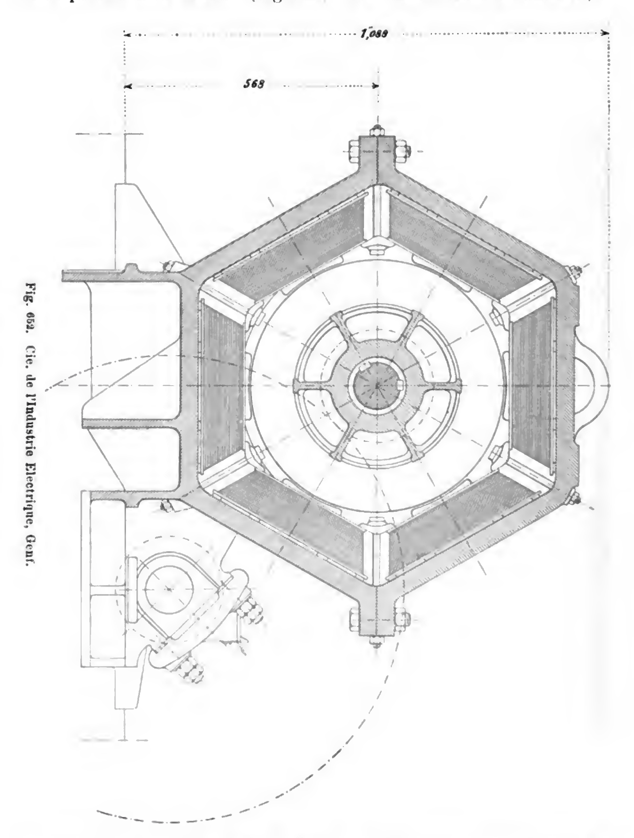


Fig. 652. Cie. de l'Industrie Electrique, Genf.

geschieht das nach Fig. 650: die Enden der Drähte werden abgeschrägt, mit Draht umwickelt und dann zusammengelötet.

Die Serienspule von Compoundmaschinen liegt entweder zwischen

besonderen Flantschen für sich neben der Nebenschlußspule (Fig. 636 und 633), oder man wickelt die Serienspule oben auf die Nebenschlußwicklung (Fig. 642).

Die Verbindung der einzelnen Erregerspulen geschieht durch einfache Drähte, welche in die erwähnten Drahtklemmen eingeschraubt

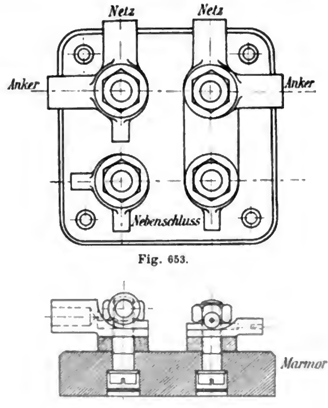


Fig. 653.

Fig. 654.

werden, bei großen Strömen durch Kupferschienen oder flexible Kupferbänder (Fig. 564), bezw. Kabel. Die Serienspule (Fig. 630) hat pro Pol zwei Windungen je zu 44 parallelen Streifen 28mal 2 mm hochkant gewickelt. Sie führt 2150 Ampère. Die einzelnen Lagen sind durch dünne

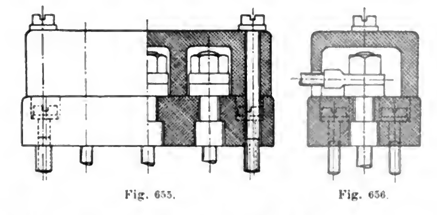


Fig. 655. Fig. 656.

($\leq$ 0,1 mm) Rotpapierstreifen getrennt. Die Abführung geschieht durch einen mehrfachen Kabelschuh und ein mehrfaches Kabel. Bei Anwendung von flachliegendem Serienkupfer hat man einen radial nach außen verlaufenden Kupferstreifen an die innere Windung anzulöten (ähnlich

Fig. 657.

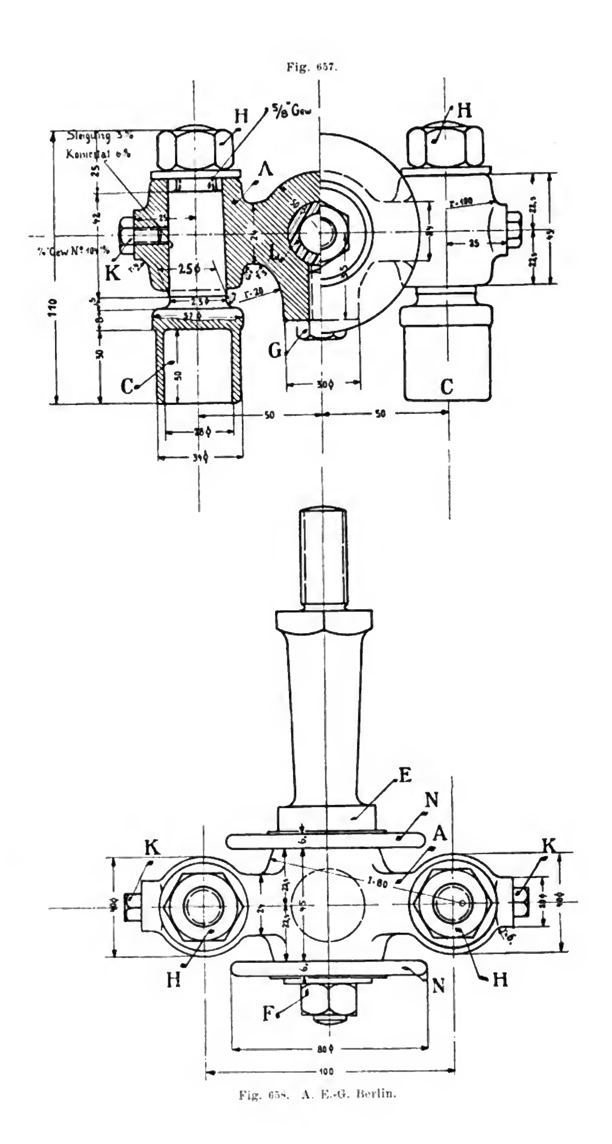


Fig. 658. A. E.-G. Berlin.

wie in Fig. 645). Schaltet man die Serienspulen parallel, was am ehesten bei Wellenwicklung angeht, aber möglichst zu vermeiden ist, da der Widerstand pro Spule der Verbindungsstellen halber sehr variabel ist, so hat man wie bei dem Bürstenstern Sammelringe vorzusehen, von denen jede Spule abgezweigt wird. Parallel zu den Sammelringen kann man einen Justierwiderstand legen.

Die Erregerspulen liegen einerseits mit ihren Flantschen auf der bearbeiteten Jochsitzfläche, anderseits auf dem Polschuh auf. Häufig

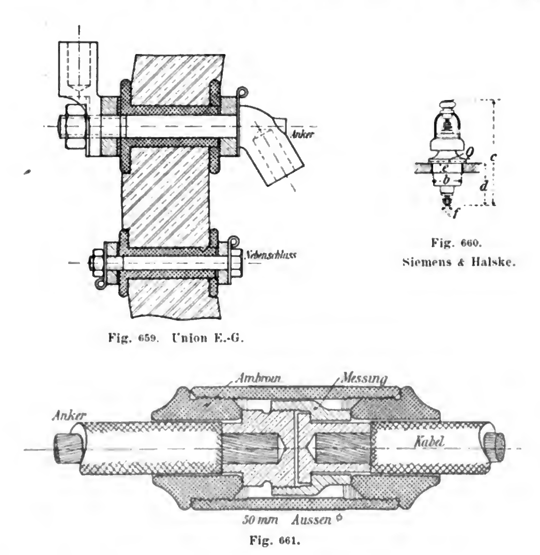


Fig. 659. Union E.-G.

Fig. 660. Siemens & Halske.

Fig. 661.

sieht man auf der Luftspaltseite besondere Spulenhalter vor, siehe Fig. 593b, 641, 651 und 652, oder auch besondere Polschuhansätze (Fig. 642). Fig. 652 entspricht einem 125 PS.-Bahnmotor der Cie. de l'Industrie El. Genf.

88. Klemmen.

Die Klemmen werden verschiedenartig ausgeführt, nämlich

a) als Klemmbretter aus Schiefer, Marmor, Ambroin etc., bei großen Maschinen für jeden Pol eines (Fig. 653 bis 656);

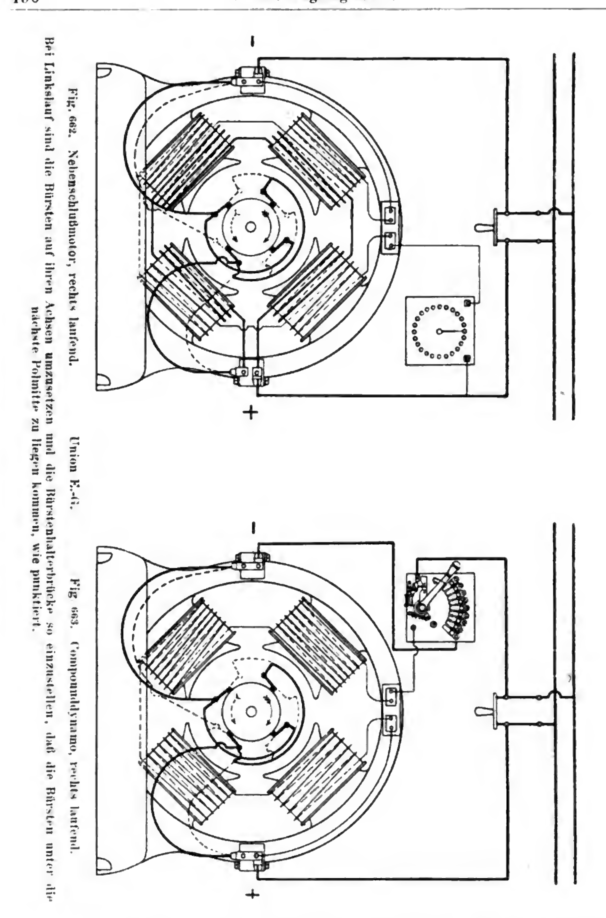


Fig. 662. Nebenschlußmotor, rechts laufend. Union E.-G. Fig. 663. Compounddynamo, rechts laufend.

Bei Linkslauf sind die Bürsten auf ihren Achsen umzusetzen und die Bürstenhalterbrücke so einzustellen, daß die Bürsten unter die nächste Polmitte zu liegen kommen, wie punktiert.

b) als einzelne Anschlußbolzen mit isolierten Zwischenscheiben (Fig. 657 bis 660);

c) als frei herabhängende Kabelkupplungen (Fig. 661);

d) bei Hochspannung als Isolatoren.

Stückliste zu Fig. 657 und 658 (pro Maschine sind anzufertigen).

Pos	Modell Nr.	Stück	Gegenstand	Material	Bemerkungen
A	—	2	Kontaktstücke	Rotguß	
B	—	2	„	„	
C	—	4	Kabelschuhe	„	mit 5/8" Gew.
D	—	4	„	„	„ 5/16" „
E	—	4	Kabelstützen	Schmiedeeisen	mit 3/4" und 1/2" Gew.; Länge = 208 mm
F	—	4	Muttern	„	1/2" mit abnormalen Scheiben.
G	—	2	Schrauben	„	3/8" Nr. 106 20%.
H	—	4	Muttern, niedere	„	5/8" mit normalen Scheiben.
I	—	4	„ „	„	5/16" „ „ „
K	—	4	Schrauben	„	1/4" Nr. 104 10%
L	—	4	Isolationshülsen	Stabilit	äußerer Durchmesser = 26; innerer Durchmesser = 16; Länge = 57 mm.
N	—	8	Isolationsscheiben	„	äußerer Durchmesser = 80; innerer Durchmesser = 26; Stärke = 6 mm.
O	—	8	„	Preßspan	äußerer Durchmesser = 45; innerer Durchmesser = 16; Stärke = 1 mm.

Fig. 664.

Fig. 665.

Fig. 666. Union E.-G.

Fig. 667.

Vielfach liefert man neuerdings Maschinen einfach mit losen Drahtenden ohne jegliche Klemmen ab, die man an Ort und Stelle entsprechend anschließt.

Zwischen einer Ankerklemme und einer Nebenschlußklemme liegt

in der Regel ein Verbindungsdraht oder eine Kupferschiene (Fig. 653). Für den Nebenschluß hat man häufig besondere Klemmen, siehe die beiden Schemen (Fig. 662 und 663) für einen Nebenschlußmotor und eine Compounddynamo. Zur Durchführung der Verbindungsleitungen

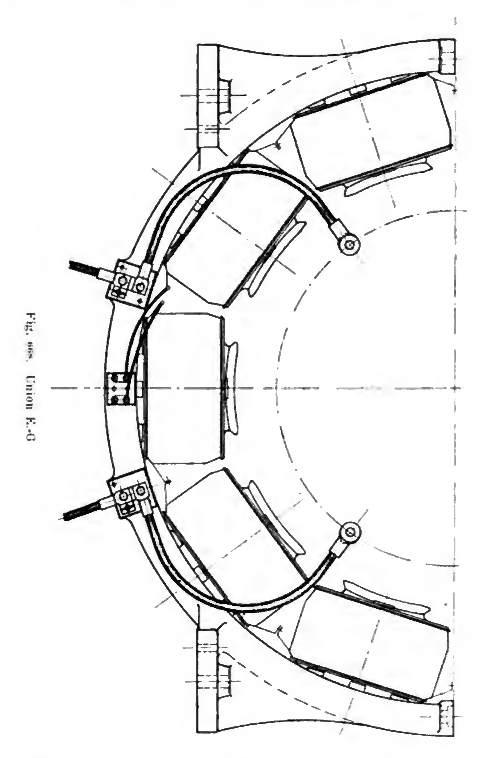


Fig. 668. Union E.-G

durch Gehäuse, besonders von Kapselmotoren, verwendet man Durchführungshülsen, z. B. nach Fig. 664, die man aber auch einfach durch Weichgummihülsen, z. B. nach Fig. 665 und 666, ersetzen kann; siehe auch Fig. 372. Um Kurzschlüsse durch herabfallende Gegenstände etc. zu vermeiden, empfiehlt es sich, die Klemmbretter abzudecken (siehe

Fig. 655, 667 und 669). Die Klemmen oder Klemmbretter schraubt man auf die Stirnflächen oder die Außenflächen des Gehäuses, an den Lagerbock oder auf die Grundplatte. Die verwendeten Marmorplatten sind 20 bis 50 mm stark. Wichtig ist es, die Schrauben zur Befestigung des Klemmbrettes vor Berührung mit dem Gehäuse zu schützen, weshalb man die Schraubenlöcher innen mit einer Isolationsmasse abdeckt oder ausgießt.

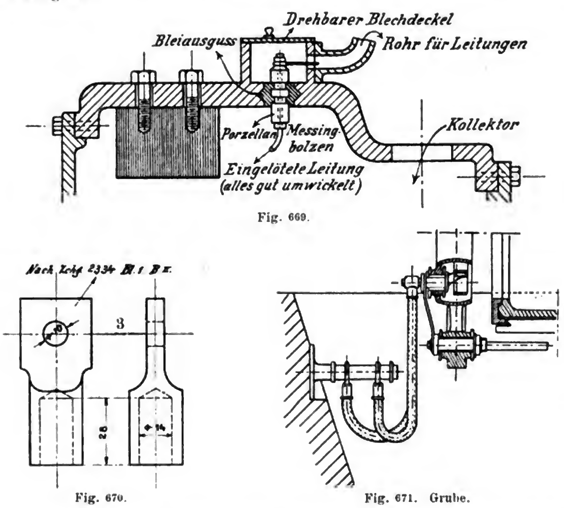


Fig. 669.

Fig. 670.

Fig. 671. Grube.

Alle Verbindungsleitungen zwischen Anker, Feldspulen und Klemmen sind nach S. 188 erster Teil zu dimensionieren, d. h. mit etwa 1 bis 2 Amp./qmm zu belasten. Die Verbindungen vom Bürstenstern aus sollten gut isolierte, mechanisch geschützte, flexible Kabel (Dynamokabel) sein. Man überzieht diese Kabel öfters mit einem Lederschlauch. Die Enden werden in Kabelschuhe, Bolzen oder Drahtklemmen eingelötet (Fig. 668 und 670). Die Lötung in Kabelschuhen (Fig. 670) soll mindestens auf eine Länge gleich dem doppelten Durchmesser erfolgen[1]). Die Abführung vom Klemmbrett geht entweder nach oben, was

[1]) Die Wandstärke des Kabelschuhs sei $^1/_4$ der Bohrung a + 1 mm, z. B. $= \frac{14}{4} + 1 = 4{,}5$ mm; das Bolzenloch $f = a + 3$ mm; die Stärke des flachen Teils $= \frac{a}{2} + 1$ mm.

nur noch selten in kleineren Anlagen der Fall ist, oder nach unten in einen Kabelkanal. Bei kleineren und mittleren Maschinen eignet sich ein seitlich angebrachtes Klemmbrett am besten, da man dann die Ableitungen nach oben oder unten abführen kann. Die Ableitung großer Maschinen sollte direkt vom Bürstenstern aus nach unten zu Kabeln erfolgen, die auf Isolatoren oder Konsolen verlegt sind (siehe Fig. 671, 674, 436, 469a, 483, 558, 559, 564a und b und 584).

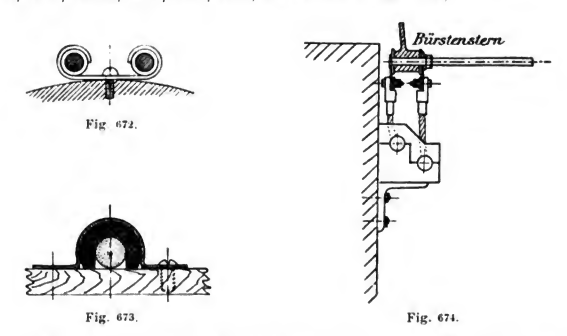


Fig. 672.

Fig. 673.

Fig. 674.

Sehr empfehlenswert für kleinere und mittlere Maschinen ist die Verlegung der isolierten Ableitungen in gußeisernen Röhren (Fig. 669). Verbindungsleitungen in der Maschine sind sicher festzulegen, z. B. in Isolationslagern nach Fig. 672 und 673.

Die Isolation von biegsamen Maschinenkabeln ergibt sich aus folgender Tabelle (alles in mm):

Bis Volt	Kupfer-querschnitt	Anzahl × Durchmesser der Drähte	Kabeldurchmesser		Herstellung
			blank	isoliert	
220	3,1	25 × 0,4	2,4	5,0	Kupfer verzinnt, mit Baumwolle besponnen, mit Paragummiband umwickelt, mit Baumwolle umsponnen, mit Baumwolle umklöppelt, mit Imprägniermasse getränkt.
	12	98 × 0,4	5,2	8,0	
	60	480 × 0,4	11,5	14.9	
	250	2000 × 0,4	23,2	26,8	
2000	1	7 × 0,42	1,3	5,8	Kupfer verzinnt, mit Manilapapier umwickelt, mit vulkanisiertem Gummi nahtlos umhüllt, mit gummiertem Band umwickelt, mit Baumwolle umklöppelt, mit Imprägniermasse getränkt.
	3,1	25 × 0,4	2,6	7,4	
	12	98 × 0,4	5,3	10,9	
	50	100 × 0,8	10,6	17,1	
	150	361 × 0,74	18,5	25,5	

XIX. Mechanisches Zubehör.

89. Verschiedene Antriebe und Formen von Gleichstrommaschinen.

Der Antrieb elektrischer Maschinen als Generatoren oder Motoren erfolgt

1. mittels Riemscheibe,
   a) fliegend (Fig. 677);
   b) innerhalb zweier Lager (Fig. 676);
   c) mit drittem Lager bei Leistungen über 100 KW (Fig. 675); manchmal auch mit Voll- und Leerscheibe;

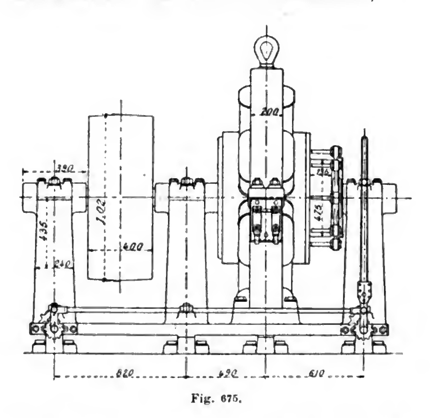


Fig. 675.

2. mittels Seilscheibe, meist 3 Lager, ähnlich Fig. 675;
3. Zahnrad- oder Schneckenübersetzung (Fig. 678 bis 685)[1];
4. Reibungsgetriebe (Fig. 686);

[1]) Z. V. D. I. 1902 S. 646.

5. direkte Kuppelung mit Dampfmaschinen, Pumpen, Ventilatoren und anderen elektrischen Maschinen (Fig. 439, 687 bis 694).

Für den Fall 1 und 2 liefert die elektrische Firma meist die komplette Maschine samt Riemen- und Seilscheibe, in den übrigen Fällen manchmal nur mit Lagern und freiem Wellenstumpf bezw. mit einer Kuppelungscheibe (Fig. 687) oder gar nur mit einem Außenlager und Welle mit Kuppelungsflantsch (Fig. 689) oder schließlich ganz ohne Lager und ohne Welle (Fig. 439). Die Ausbildung des freien Wellenstumpfs erfolgt an Hand der erforderlichen Riemenscheiben und Kuppelungsmaße (Fig. 693). Eine Firma sollte stets pro Type an einer vollständig festgelegten Form des freien Wellenendes festhalten, öfters bildet man allerdings 2 Formen aus, eine längere für Riemenscheiben und eine kürzere für Kuppelungen (Fig. 307 und 308), wofür man Maßtabellen anfertigt.

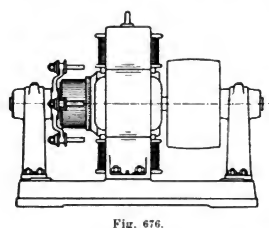


Fig. 676.

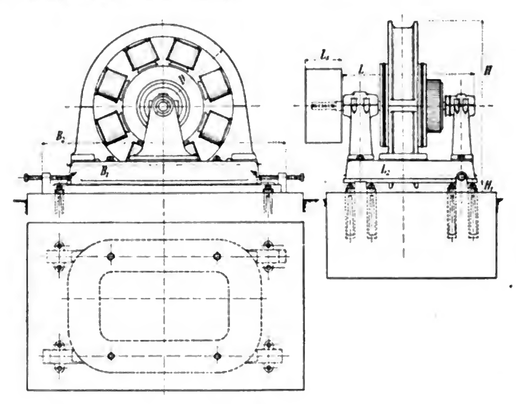


Fig. 677.

Von den kleineren Gleichstrommaschinen bis etwa 100 PS, die meist als Lagerschildtype ausgeführt werden, verlangt man heutzutage, daß man sie ohne weiteres mit einem Regendache versehen kann oder mit einem Abschluß aus perforiertem Blech (Fig. 695 bis 698) oder

nach Fig. 275, I. Teil halb kapseln und ferner, daß man sie bequem mit Hilfe möglichst weniger Deckel (am besten nur einem) ganz kapseln kann (Fig. 584). An den Lagerschildern kann man am Rand der Oeffnungen Leisten vorsehen, auf welche man die Deckel mit Hilfe zweier

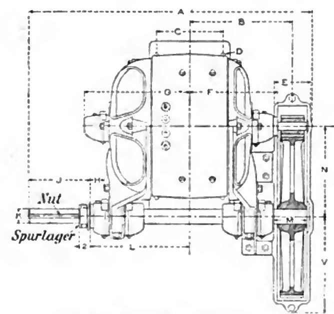


Fig. 678. General Electric Co. N. Y.

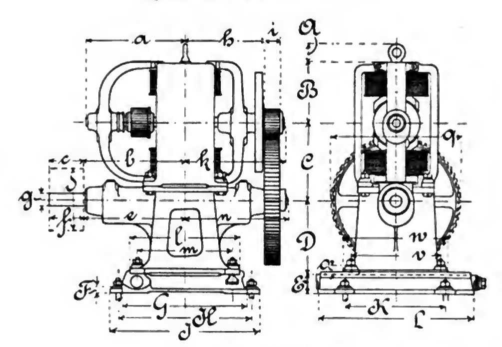


Fig. 679. Schuckert & Co.

Schrauben oder mittels sog. Reiber preßt. Bei wasserdichter Kapselung muß man zahlreiche, dicht nebeneinander sitzende Schrauben vorsehen und einen Dichtungsstreifen (Gummi) zwischenlegen. Des weiteren versieht man Normaltypen listenmäßig mit einem Vorgelege von 1 : 2 bis 1 : 8 entweder mit an den Schildern angegossenen (Fig. 678) oder seitlich bezw. oben (Fig. 681, 682) an das Gehäuse angeschraubten Lagern, oder aber, was am stabilsten, aber meist am teuersten ist, vermittels eines

Vorlegekastens (Fig. 679 und 684) unter dem Motor, der aber ebenso wie der Radschutzkasten als Resonanzboden wirken kann. Die letzte Anordnung wird auch ziemlich hoch, falls man nicht im Boden eine

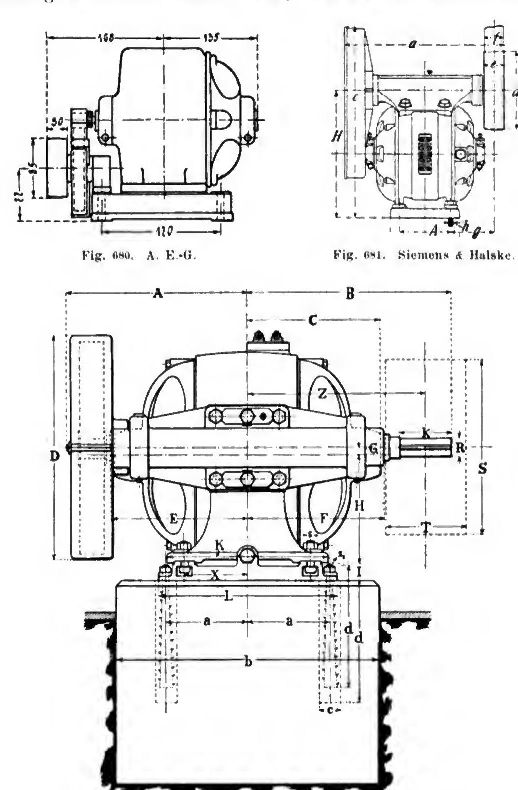


Fig. 680. A. E.-G.

Fig. 681. Siemens & Halske.

Fig. 682. Union E.-G.

Rinne ausspart. In dieser Hinsicht ist die seitliche Anordnung Fig. 683 empfehlenswerter, sie ist aber weniger stabil. Zur Erzielung geräuschlosen Ganges der Zahnräder empfiehlt sich eine feine Zahnteilung.

Für kleine Ventilatorantriebe bringt man am Motorgehäuse ent-

weder einen Fuß (Fig. 699)[1]) oder einen Wandarm (Fig. 699a) oder einen Mauerring (Fig. 699b) oder einen Hängearm (Fig. 699c) an. Aehnliche Spezialtypen werden auch für Polier- und Schleifzwecke ausgebildet (Fig. 699d).

Außer genannter Kapselung werden besonders für Hebezeuge und Straßenbahnen spezielle Kapselmotoren gebaut, deren Gehäuse entweder horizontal geteilt wird, Fig. 700 und 701 der Union E.-G. für 13 PS, 725 Touren (siehe S. 251, I. Teil, 7. Beispiel), oder man bildet das Gehäuse als geschlossenen Kasten mit zwei ebenen Endschildern aus[2]), wobei in beiden Fällen noch Klappen für den Kommutator und eventuell zur Ventilation ausgespart werden. Bei horizontaler Teilung ist der Anker

Fig. 683.

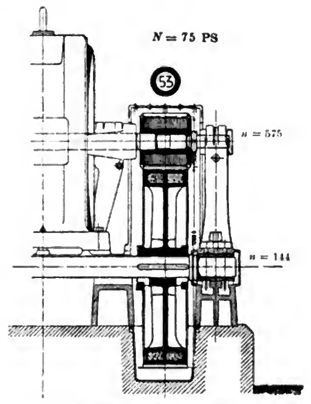


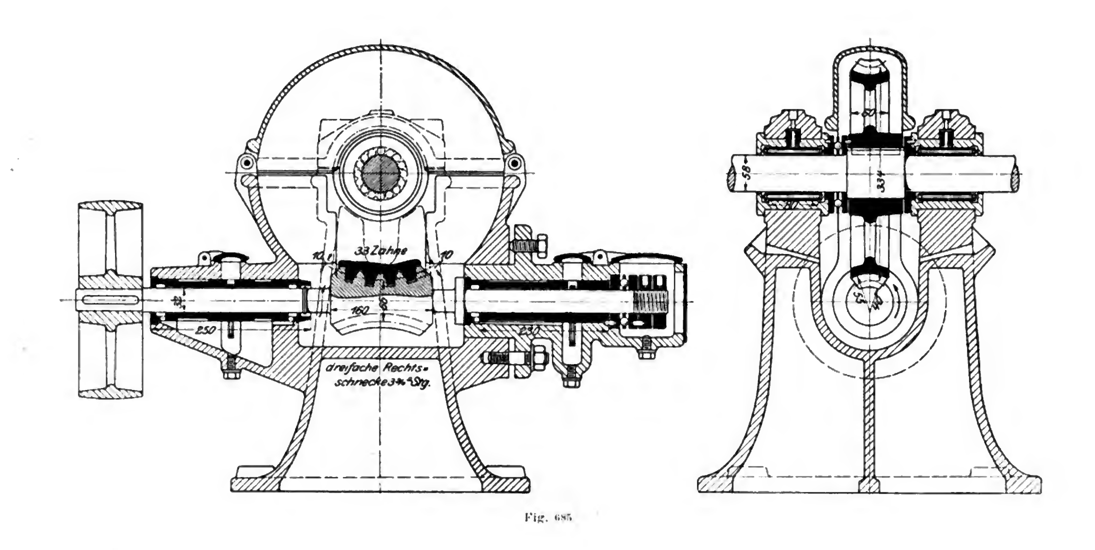
Fig. 684. A. E.-G. Berlin.

leicht nach oben herauszunehmen, bei Endschilden muß seitlich so viel Platz sein, um mit dem Anker samt Schild herausfahren zu können. Als Zwischenglied gibt es auch Typen, die geteilt sind und Endschilder haben. Zum direkten Anbau an den Rahmen von Laufkatzen lassen sich die Schildertypen zu Flantschenmotoren nach Fig. 615a ausbilden; für fahr- und tragbare Bohrmaschinen werden Spezialmotoren in gekapselter Form mit dem Vorgelege und der Bohrspindel zusammengebaut[3]). Zum Antrieb gewisser Zentrifugalpumpen, besonders für Dockanlagen, ist der meist gekapselte Antriebsmotor mit Fenster für den Kommutator und mit vertikaler Welle auszurüsten, wobei besonders dem oberen Spurlager Beachtung zu schenken ist (siehe Fig. 273, I. Teil

[1]) Die Motoren Fig. 699, 699a u. 699c leisten 15 (30) cbm Luft bei $2^1/_2$ ($3^1/_2$) mm Luftsäule.

[2]) Siehe Niethammer, Mod. Ges. Fig. 83.

[3]) Siehe in dem Kapitel über Kraftübertragung, sowie bezügl. Bahnmotoren bei „Elektr. Bahnen“.



33 Zähne
10
160
80
250
dreifache Rechts-
schnecke 3¾° Stg.
58
334

Fig. 685

und Fig. 372, 702). Der Motor (Fig. 702) der Siemens-Schuckertwerke für 50 PS, 1500 Touren ist mit Wasserkühlung versehen[1]). Vertikale Dynamos für Dampfturbinen sind bereits in Fig. 378, solche für Wasserturbinen in Fig. 370 und 440 gegeben. Der obere Lagerstern solcher vertikalen Maschinen ist, falls das ganze Gewicht oben hängt, auf Biegung durchzurechnen, ebenso der rotierende Ankerstern mit Rücksicht auf vertikale biegende Kräfte.

Die Lagerschildtypen müssen ohne weiteres aufrecht, seitlich oder hängend montiert werden können (Fig. 703 bis 705).

Für Leistungen bis etwa 100 PS empfiehlt es sich, folgende konstruktive Formen für Gleichstrom normal zu entwickeln:

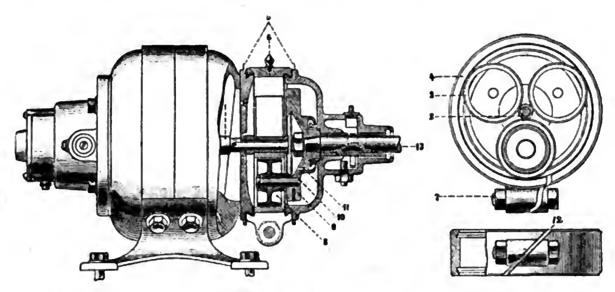


Fig. 686. Zentratorkupplung.

a) offene, luftige, schmale Typen für alle trockenen, sauberen Räume; mit möglichst freiliegenden Wicklungen (Feldspulen nur mit Schnur bandagiert), gut ventiliertem Kommutator, Eisen und Kupfer

  α) mit einem oder zwei Lagerschilden (etwa wie Fig. 691), die nur aus zwei oder drei luftigen, am Außenrand nicht (durch Hauben) verbundenen Armen bestehen sollten, welche eine vollkommene Ventilation zulassen;

  β) mit einem oder zwei Stehlagern wie Fig. 687 und mit oder ohne Grundplatte.

Gehäuse und Anker, sowie Lagerköpfe und Lagerabstände sollten für beide Fälle identisch sein.

b) Geschlossene, breite und stabile Typen nach Art der besprochenen Kapsel- und Bahnmotoren, und zwar

[1]) Das Gehäuse ist doppelwandig mit auf- und absteigenden Kanälen.

1. entweder nur horizontal geteilt (ohne Endschilder siehe Fig. 700),
2. oder ungeteilt mit zwei ebenen Endschildern.

Die Anker und Spulen sollten namentlich bezüglich Ventilation identisch mit (a) und von oben (Kommutator) und hinten unten mit einem leicht abnehmbaren Deckel (nur Riegel, nicht Schrauben) versehen sein. Diese Maschinen kann man verkaufen als

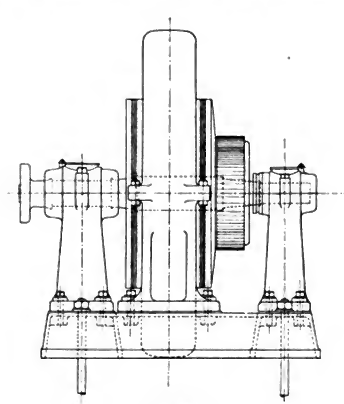


Fig. 687.

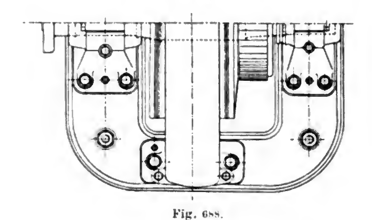


Fig. 688.

α) ganz geschlossen, bei Anwendung von Dichtungen als regensicher,

β) beide Deckel offen oder mit Gaze abgedeckt,

γ) mit halber Kapselung, wozu direkt die zwei Deckel mit entsprechenden Labyrinthdächern versehen werden (Fig. 275)[1].

[1]) Erster Teil.

Damit kann man den ganzen Markt decken und braucht ein Minimum an Modellen und anderen Hilfsvorrichtungen.

Für Typen über 100 PS dürften im wesentlichen nur die offenen Stehlagertypen nach Fig. 687 ff. mit geteiltem Gehäuse und freiliegenden Wicklungen und offenem Kommutator in Frage kommen. Gegebenen Falls

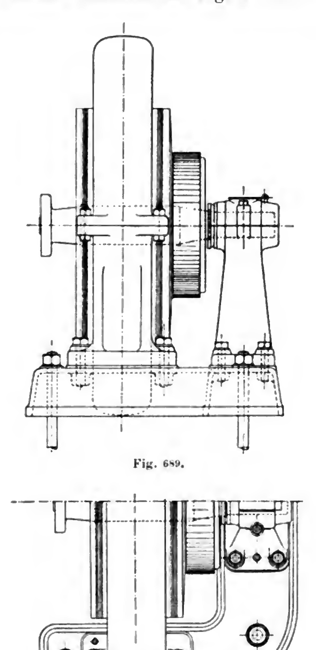


Fig. 689.

Fig. 690.

setzt man über die ganze Maschine ein Regendach oder um den Kommutator und die Wickelenden einen perforierten Zylinder (Fig. 697).

Eine wasserdichte Kapselung ist sehr schwierig; die Lagerschilder und Schaulöcher sind für solchen Zweck jedenfalls mit guten Dichtungsringen und nahe beisammen liegenden Schrauben abzuschließen. Auf

der Kommutatorseite ist das Lager mit einer Gußwand völlig abzudecken, auf der anderen Seite ist eine Stopfbüchse[1]) erforderlich (Fig. 706). Zweckmäßig kühlt man solche Motoren mit Hilfe von eingelegten Wasserschlangen oder eines doppelwandigen Gehäuses mit eingegossenen Wasserkanälen (D. R.-P. 146154 von Oerlikon) oder mittels Preßluft, die z. B. rechts unten eintritt und links oben austritt.

Eine sehr wirksame Kühlung durch Preßluft, die durch die hohle Welle zugeführt wird, zeigt Fig. 707 nach dem E. P. 6098 (Jahr 1903).

Von besonderem Interesse sind gegenwärtig die Konstruktionen der Turbogeneratoren, denen allerdings von verschiedenen der bedeutendsten

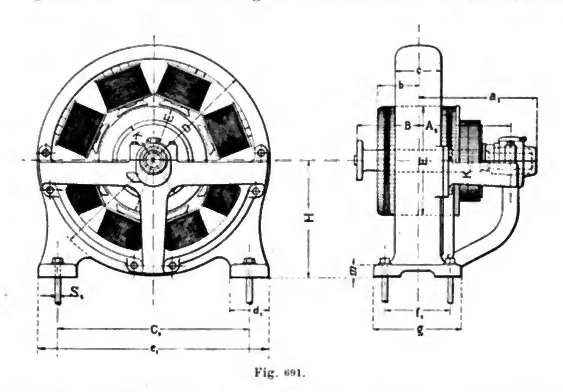


Fig. 691.

Firmen für Gleichstrom die Zukunft abgesprochen wird. Der Generator (Fig. 708) für 225 KW, 3000 Touren der Oesterr. Union E.-G. mit Deri-Wicklung ist bereits in Fig. 483 ausführlich klargelegt. Fig. 709 zeigt ein Dampfturbinenaggregat der Brush Co., wobei offenbar keine besonderen Hilfsmittel verwendet sind. Breguet verwendet gemäß Fig. 710 (1000 PS, 2400 Touren) Hilfspole und Doppelkommutatoren: K ist eine flexible Kuppelung, J ein Preßölsammelrohr, G ein Geschwindigkeitsregler. Die zweipolige Turbinendynamo Fig. 711 der A. E.-G. Berlin leistet 200 KW, 230 Volt bei 2000 Touren; der Kollektor ist dreiteilig und trägt offenbar Kupferkohlenbürsten; das Rotorgewicht beträgt 1400 kg. Die Stirnverbindungen werden durch einen geschlossenen Metallring gehalten. Die Feldspulen haben mehrere Ventilationskanäle.

Eine Konstruktion, der man neuerdings wieder mehr und mehr Beach-

[1]) Das D. R.-P. 147681 von Schuckert enthält eine Labyrinthdichtung für Motoren, die eventuell unter Wasser zu arbeiten haben.

tung schenkt, besteht in der Verwendung von Maschinen, deren Anker und Feld rotieren[1]) (Fig. 537), da sie besonders für Hebezeuge einen äußerst gedrängten Bau und eine sehr rationelle Tourenregelung gestattet. Unter

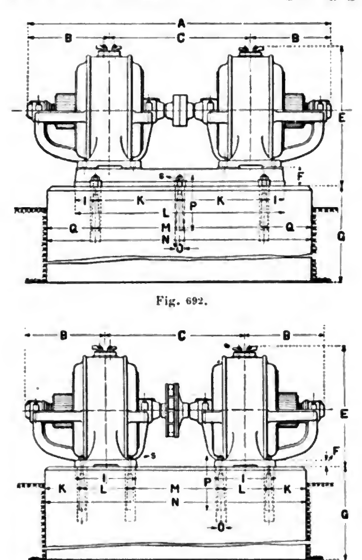


Fig. 692.

Fig. 693.

Umständen läßt sie sich auch zur Reduktion der Umfangsgeschwindigkeiten für sehr rasch laufende Maschinen verwenden. Andererseits bringt allerdings die Anordnung manche konstruktive Schwierigkeit: rotierende Bürsten, eine Reihe Schleifringe, hohle Welle, schwierige Lagerungen u. ä.

Es mag hier noch eine Abbildung Fig. 712 einer schon auf S. 254, I. Teil besprochenen Serien-Bogenlampen-Maschine der General Electric Co. gegeben werden, wie sie heute noch häufig geliefert wird. Die Hauptmaße für die Grenztypen in Millimeter sind:

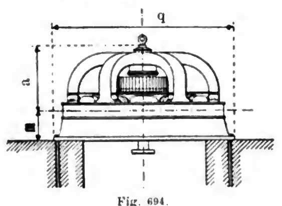


Fig. 694.

[1]) Siehe auch Niethammer, Handbuch Bd. IX, Fig. 90 und D.R.-P. 122327.

Type	Anker-durchmesser	PS zuzuführen	u Touren	H	D	P	B	C
3250 Volt; 9,6 Amp.	708	48	750	980	1060	1850	830	1200
8000 Volt; 9,6 Amp.	1080	114	500	1230	1550	2360	1260	1600

Es gibt auch Typen für 5 und 6,6 Ampère.



Fig. 695. Kapselmotor von Brown, Boveri & Cie.

90. Riemen und Riemenscheiben.

Die vom Riemen übertragene Umfangskraft P ist $\frac{PS}{v}$ 75, falls PS die aufgewendeten Pferdestärken und v die Riemengeschwindigkeit in m/Sek. ist.

Die üblichen Riemendicken schwanken zwischen

0,4 und 0,8 cm für einfache, sowie zwischen
0,6 und 1,5 cm für doppelte Lederriemen.

Für Baumwoll-, Gummi- und Kamelshaarriemen geht man bis 1,8 cm Dicke. Die Riemengeschwindigkeiten liegen zwischen 6 und gegen 25 m; erster Wert bei kleineren, letzterer bei großen Maschinen, 25 bis 30 m ist am günstigsten[1]), d. h. man kann bei diesem Wert von v den max. Effekt übertragen, das Maximum ist allerdings ein sehr flaches. Bei großem v und guter Ausführung läuft ein Riemen ruhiger als bei klei-

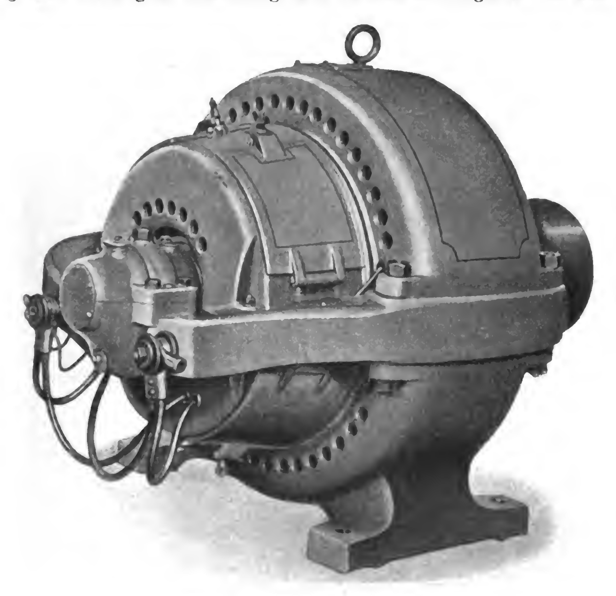


Fig. 696. Gekapselter Bergmann-Motor.

nerem v. Die Riemenbreite b kann bei gewählter Dicke s (b und s in Millimeter) in erster Annäherung gesetzt werden

$$b = 750 \frac{PS}{v \cdot s} = \frac{P}{p}.$$

p ist die pro Millimeter Riemenbreite übertragene Umfangskraft, und zwar ist für $v = \sim 15$ m und $D > 1000$ etwa $p = \sim 0{,}1\ s$. Tatsächlich ist allerdings p vom Durchmesser D der treibenden Scheibe

[1]) Siehe Hütte I unter Riemen.

sowie von v abhängig und zwar steigt bei D = 100 mm p von 0,2 für v = 3 auf 0,35 bei v = 25 m/Sek. Für D = 2000 ist p für die gleichen Werte von v je 0,7 bezw. 1,5. Für Doppelriemen sind die Werte etwa $1\frac{1}{2}$mal größer. An tatsächlich ausgeführten Riementrieben schwankt p zwischen 0,2 und 0,9. Von s hängt p nur wenig ab.

Die Scheibenbreite B wird

$$B = 1{,}05\ b + 10\ \text{mm}.$$

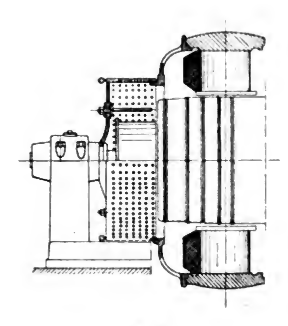


Fig. 697.

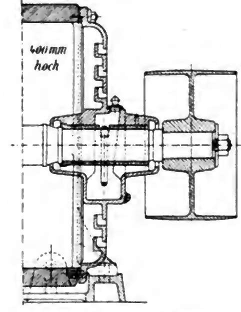


Fig. 698. Maison Breguet.

Der Scheibendurchmesser D hat der Bedingung zu genügen

$$D > 100\ s$$

und

$$b\ D = \frac{1330\ PS}{c\ .\ s\ .\ u}$$

b und s in cm, D in m und c = ∼ 10 (nimmt mit größer werdendem v ab).

In feuchten Räumen verwende man Riemen aus Guttapercha (60% stärker als Leder zu dimensionieren) oder aus Kautschuk (20% stärker). Baumwollriemen kann man nur mit 80% der entsprechenden Lederbelastung beanspruchen.

Die Nabenbohrung d wähle man, sofern sie nicht aus den Wellendimensionen an sich folgt (meist wenig dicker als der benachbarte Zapfen)

$$d = 130 \sqrt[4]{\frac{PS}{u}}\ \text{mm};$$

die Nabenstärke S = 0,8 cm + 0,4 d, die Nabenlänge λ = 2 d bis 300 mm Scheibenbreite und λ = 3 bis $3\frac{1}{2}$ d bei Scheibenbreiten > 300 mm.

Zweckmäßig ist auch $\lambda = b + 0{,}025$ D. Die Nabenaussparung ist etwa $^1/_3$ der Nabenlänge. Die Arbeitsvorsprünge der Nabe können 0,6 k hoch und 1,25 S + 1 cm lang sein (k Keilstärke, S Nabenstärke). Die Keilabmessungen entnehme man S. 314. Bei Scheibenbreiten über 300 mm

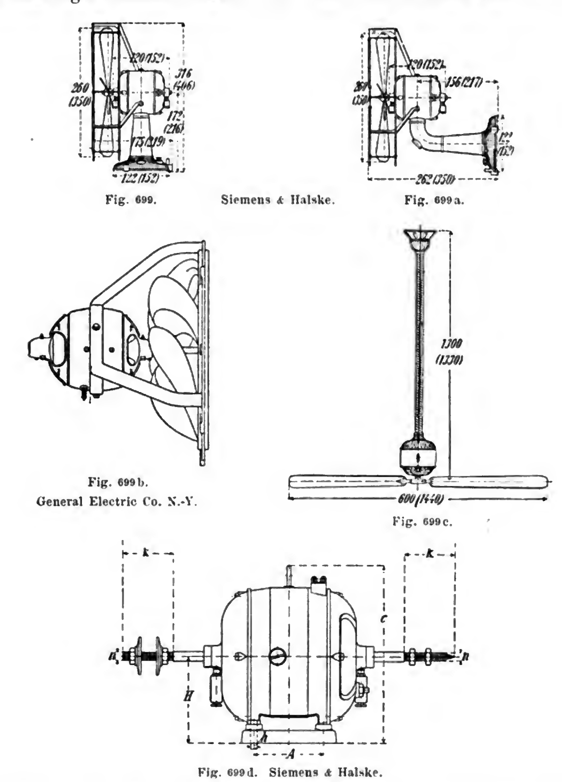


Fig. 699. Siemens & Halske. Fig. 699a.

Fig. 699b. General Electric Co. N.-Y.

Fig. 699c.

Fig. 699d. Siemens & Halske.

verwende man zweckmäßig zwei Armsterne. Nur bei kleineren Breiten mache man die Scheiben ballig. Die Wölbung soll jedenfalls umso kleiner sein, je größer v wird; Pfeilhöhe der Wölbung $= \sim 0{,}2$ cm + 0,01 B. Die Randdicke s_1 des Kranzes sei $s_1 = 0{,}085$ D + 0,2 cm +

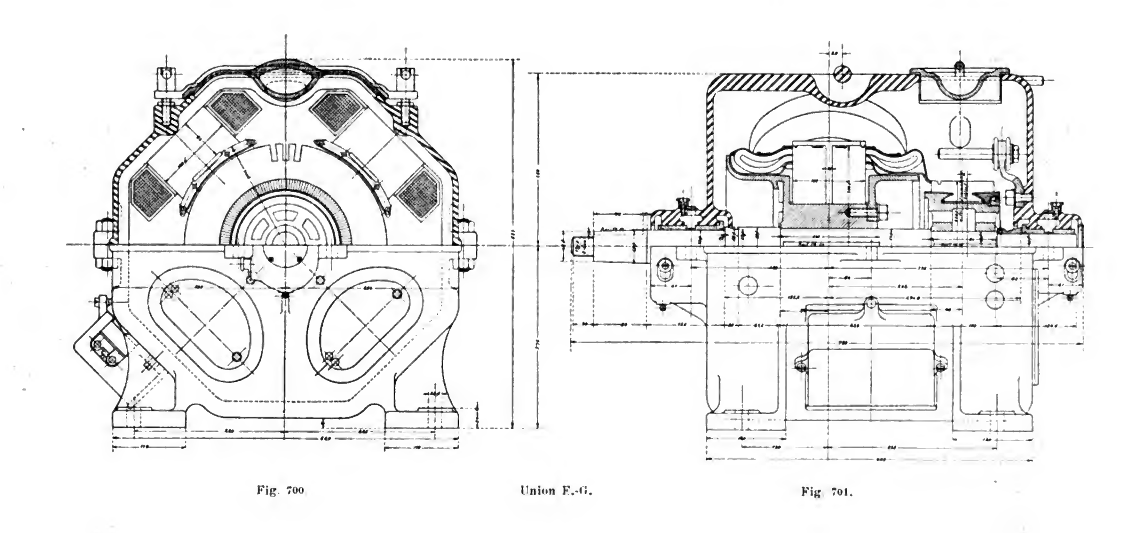


Fig. 700 Union E.-G. Fig. 701.

0,01 B. Die Zahl i der Arme ist angenähert (meist i = 4 bis 8)

$$i = \frac{1}{7} \sqrt{D \text{ mm}}$$

oder

$$0{,}3 \text{ bis } 0{,}5 \frac{D}{d}$$

oder nach andern

$$= 0{,}5 \frac{D}{d} + 2{,}75.$$

Kleine Scheiben werden voll gegossen.

Der Armquerschnitt[1], der elliptisch oder rechteckig (kreuz- oder ⊢⊣-förmig) ist, ergibt sich aus (Fig. 713)

$$P \cdot y = k_b \cdot W \frac{i}{4}.$$

$W = 0{,}78\ m^2 n$ (bei elliptischem Querschnitt; m, n Halbachsen $m = 2$ bis $3\ n$), $W = \frac{b' h^2}{6}$ (bei rechteckigem oder kreuzförmigem Querschnitt; im letzten Fall die Nebenrippen vernachlässigt, $b = \sim \frac{h}{5}$), k_b[2]) $= \sim 100 \text{ kg/c}^2$.

Für P ist immer 20 bis 30%, unter Umständen mehr Ueberlast einzusetzen. Die Verjüngung der Arme nach außen ist 0,7 bis 0,8.

Bei Umfangsgeschwin-

[1]) Siehe Gutermuth, Z. V. D. I. 1893, S. 1078. Die Arme werden auch noch durch den Riemenzug an sich auf Zug, Druck und Biegung beansprucht, nicht allein durch das Drehmoment.

[2]) Für Gußeisen.

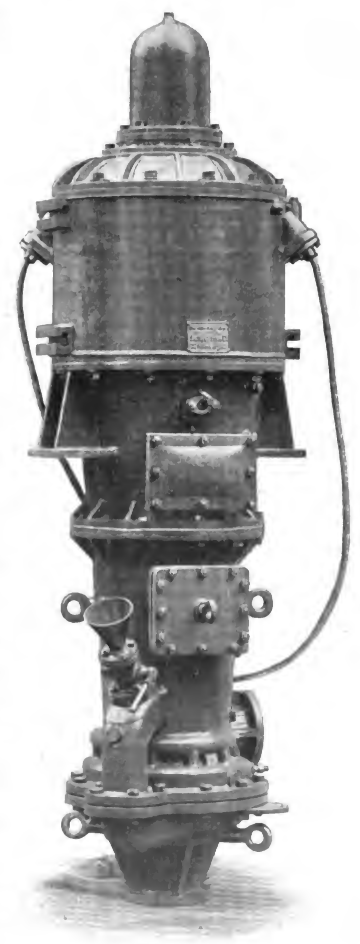


Fig. 702. Schuckert & Co.

digkeiten $\geq$ 20 m sind Riemenscheiben genau auf den Einfluß der Fliehkraft zu untersuchen (siehe unter Ankerkörper S. 368).

Riemenübertragung ist bis zu 500 PS möglich; von 100 PS ab findet man sie häufig durch Seilantrieb ersetzt. Die Uebersetzung sei

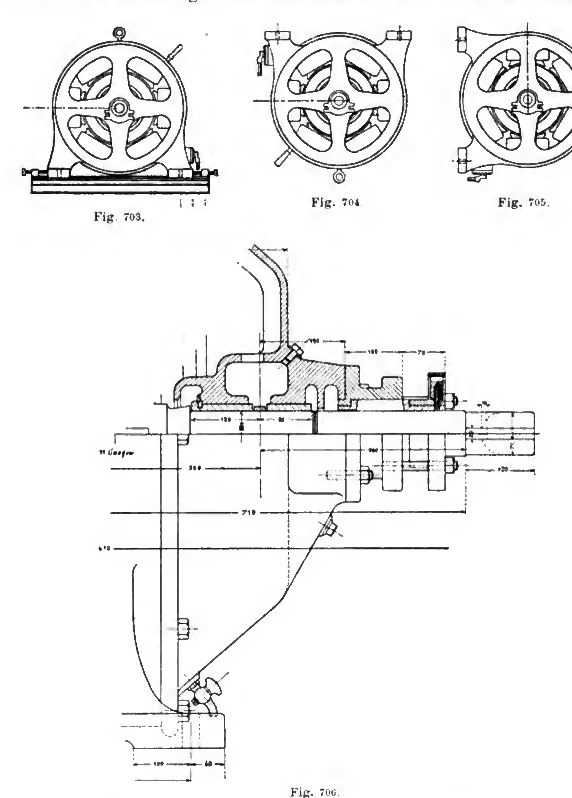


Fig. 703. Fig. 704. Fig. 705.

Fig. 706.

unter 50 KW $< 1:6$ (maximal bis $1:8$), über 100 KW $< 1:3$ (maximal bis $1:4$). Der Achsenabstand sollte immerhin horizontal 5 bis 10 m betragen.

Vertikale Riementriebe sind nicht zu empfehlen, man mache die Neigung gegen die Horizontale so klein als angängig.

Der untere Riemen sei der treibende. Die größte einfache Riemenbreite ist 50 cm, Doppelriemen gibt es ausnahmsweise bis 200 cm. Um das Biegungsmoment auf die Welle klein zu halten und an Platz zu

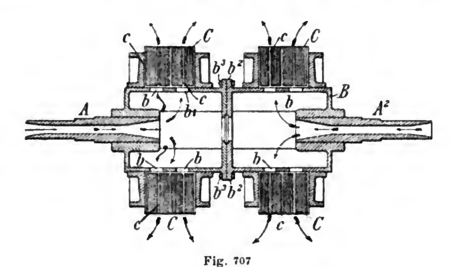


Fig. 707

sparen, baut man den Riemenscheibenkranz gewöhnlich etwas über den Lagerkopf herein, wobei aber Oelspritzen zu vermeiden ist. Man umgehe schwere Riemenschlösser und verwende endlose, geleimte Riemen.

Für die annähernde Dimensionierung von Riemenscheiben kann man folgende Tabelle benützen:

Riemenscheibentabelle
(Gußeisen)

	PS	u	Riemen-		v	Riemenscheibe		Naben-		Feder
			Breite mm	Dicke mm	m	D	B	Bohrung	Länge	
2 Lager	3	1875	55	4	12,8	130	70	35	76	10 × 10
	20	1150	145	5	20,8	345	170	45	125	12 × 12
	75	600	350	6	21,2	675	400	78	200	20 × 20
3 Lager	135	500	505	7	22,9	875	540	100	300	28 × 24
	270	375	875	12	25	1275	935	140	490	40 × 30
	700	320	—	—	22	1320	1520	230	—	50 × 44

Bei gleicher Leistung und geringeren Werten von u geht man mit v etwas niedriger, d. h. man verwendet beim gleichen Modell auch für geringeres u dieselbe Scheibe.

Das Gewicht einer normalen gußeisernen Riemenscheibe ist etwa

$$G_r = 3 + \frac{D\,B}{2}\,(3{,}5 + 0{,}45\,D + 0{,}4\,B)\ \text{kg}.$$

Durchmesser D und Breite B in dcm.

Fig. 708.

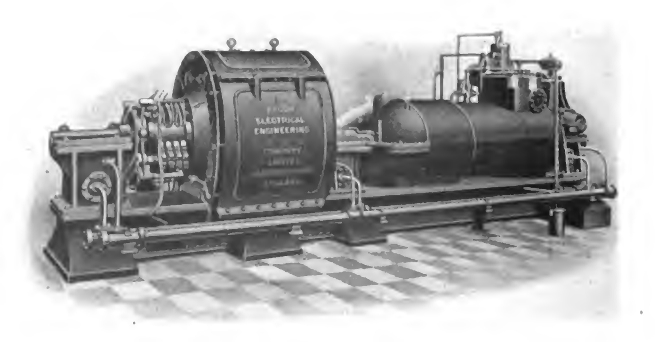


Fig. 709.

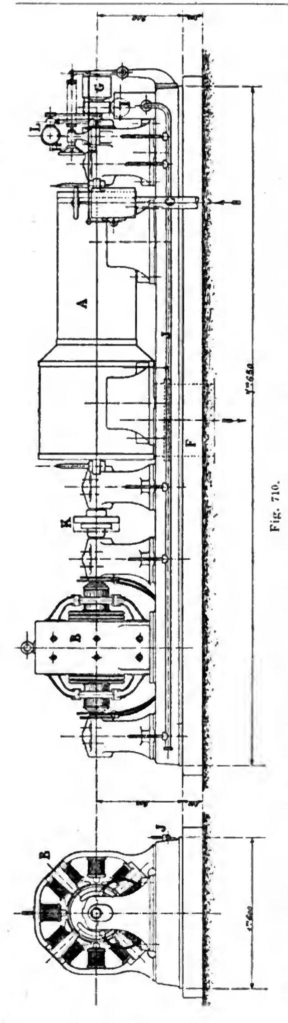


Fig. 710.

Besonders für dreilagerige Dynamos empfehlen sich, falls die Umfangsgeschwindigkeiten es zulassen, geteilte Riemenscheiben, die man ohne Entfernung von Lagern direkt aufziehen und abnehmen kann.

Gußeiserne Riemenscheiben sind erforderlichen Falls nach einem um etwa 40% zu verstärkenden Armpaar zu teilen unter Anbringung von kräftigen Schrauben an der Nabe und dicht am Kranz von einem Durchmesser etwa gleich der maximalen Kranzdicke.

Riemenscheiben, insbesondere solche mit hoher Umfangsgeschwindigkeit, sind sorgfältig auszubalancieren und zu diesem Zwecke auf der Innenseite mit Bleitaschen zu versehen.

Drei Lager benötigt man in der Regel wegen des hohen Zapfendrucks bei Leistungen über 100 KW und ferner allgemein dann, wenn doppelbreite Riemenscheiben oder Voll- und Leerscheibe verlangt werden. Im letzten Fall kann man auch einfach einen besonderen Lagerbock mit Leerscheibe neben die zweilagerige Maschine montieren (Fig. 714 der A. E.-G. Berlin).

Neuerdings verwendet man mit Recht öfters statt Gußeisenscheiben solche aus Schmiedeisen (besonders für hohes v), aus Holz (Fig. 715 [1]), namentlich auch für größere Durchmesser geeignet) und aus gepreßtem Papier oder Xylotit für kleinere Durchmesser. Die Holz- und Papierriemenscheiben sind leicht, belasten die Lager also weniger und haben größeren Reibungskoeffizienten, so daß man den

[1]) Fig. 715 ist eine Holzseilscheibe für 400 PS mit 4000 mm Durchmesser von Dr. Abbes.

Riemen weniger stark zu spannen hat, was auch zu kleineren Lagerdrücken führt [1]). Die Holz- und Schmiedeisenriemenscheiben sind in der Regel zweiteilig. Leichte Guß- und Schmiedeisenscheiben erzielt man durch Verwendung eines dünnen Kranzes bei vielen Armen.

Um die Tourenzahl von Riemen getriebenen Maschinen variieren zu können, benützt man entweder die bekannten Stufenscheiben oder konische Riementriebe oder auch sog. Expansionsriemenscheiben, deren Durchmesser geändert werden kann (D. R.-P. 92480, 133399 und Z. V. D. I. 1902, S. 1373).

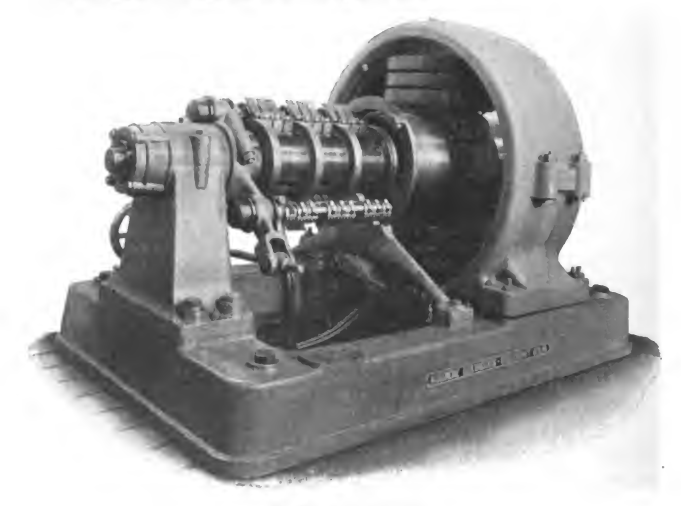


Fig. 711. A. E.-G. Berlin.

Der Geschwindigkeitsverlust g durch Gleiten ist vor dem Einlaufen etwa 0,8 bis 2%, bei gebrauchten Riemen 0,4 bis 1,2%, nach Bach etwa 1,6 p% im ersten und 0,9 p% im zweiten Fall, wobei p die pro Millimeter Riemenbreite übertragene Umfangskraft in kg ist. Der Effektverlust bei der Riemenübertragung ist noch etwas größer (2 bis 4% des übertragenen Effekts).

[1]) Holz- und Papierscheiben haben namentlich in den Ver. St. von Nordamerika eine ausgedehnte Verbreitung gefunden. Die Firma Dr. H. Abbes & Co. in Holzminden baut Riemen- und Seilscheiben aus Holz bis über 5 m Durchmesser. Die zweiteiligen Holzscheiben sind ohne Keilnut bequem überall anzubringen. Holzriemenscheibe mit Eiseneinlage, siehe D. R.-P. 116084.

Das Uebersetzungsverhältnis ist

$$\frac{r_1 + \frac{s}{2}}{r_2 + \frac{s}{2}} \left(1 - \frac{g}{100}\right)$$

falls r_1 der Radius der treibenden, r_r der der getriebenen ist.

91. Seilscheiben.

Ist die Zahl der Rundseile i und δ ihr Durchmesser in Zentimeter, so ist für Hanf- und Baumwollseile: $i\delta^2 = 18 \frac{PS}{v}$ oder genauer

$$i = \frac{130\ PS}{v(\sigma - 0{,}01\,v^2)\frac{\delta^2\pi}{4}}$$

$$\sigma = 10 \text{ bis } 15\ kg/c^2$$

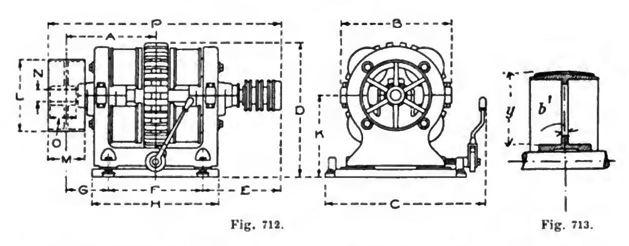


Fig. 712. Fig. 713.

(v = Seilgeschwindigkeit in m/sek.). Hanfseile haben einen Durchmesser $\delta = 25$ bis 55 mm (meist 40 bis 50 mm), Baumwollseile $\delta = 15$ bis 22 mm. Die Umfangsgeschwindigkeit v beträgt 12 bis 25 m/sek. (am besten ca. 20 m). Der Scheibendurchmesser D sei 30 bis 50 δ und die pro Seil übertragene Kraft $P = 3$ bis $6\,\delta^2$.

Die Nabenbohrung d ist wenig kleiner als der benachbarte Zapfendurchmesser oder etwa $140 \sqrt{\frac{PS}{u}}$ in Millimeter, die Nabenlänge bis zu einer Scheibenbreite B von 300 mm etwa 2d, darüber 3 bis 2,5 d, oder allgemein $i\delta + 1^c$. Die Nabenstärke sei $1^c + \frac{d}{3}$. Ist $B > 300$ mm, so verwende man Doppelarme ($D > 300$ mm 8 bis 10 Arme, $D < 300$ mm etwa 6 Arme). Berechnung der Arme auf Biegung wie bei Riemscheiben. Das untere Seil soll treibend sein, die größte Uebersetzung ist 1 : 3, besser ist es, unter 1 : 2 zu bleiben. Der Achsabstand be-

trage 6 bis 25 m. Die Uebertragung erfolge horizontal, jedenfalls nicht unter mehr als 45° gegen die Horizontale. Der $\sphericalangle 2\beta$ (Fig. 715a) sei 45°, die Rillenöffnung ist etwa 5 mm größer als δ, die Wandstärke $w = \frac{\delta}{6} + 5$ mm, $w_1 = \frac{\delta}{3} + 5$ mm, $h = \frac{4}{3}\delta$.

Die Seile sind zu verschleißen, nicht durch Schlösser zu verbinden.

Neuerdings verwendet man öfters statt der Rundseile Vierkantseile (Fig. 716), die sich nicht verdrehen können.

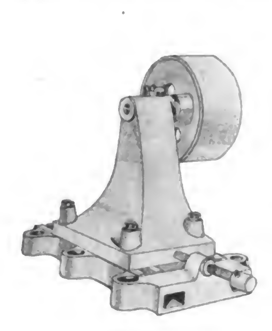


Fig. 714.

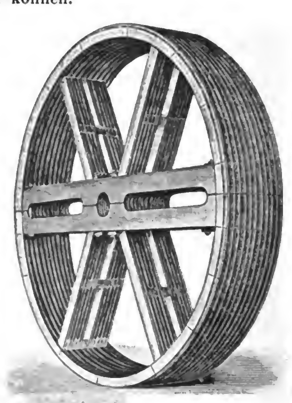


Fig. 715.

Beispiele:

PS	u	Seil δ mm	i	v m	Scheibe D mm	Rillenteilung mm	B mm
210	300	40	12	20	1275	55	680
680	214	50	25	20	1785	68	1720

Der Effektverlust der Seilübertragung kann immerhin 8 bis 10 % betragen. Das ungefähre Gewicht einer Seilscheibe ist

$$G_s = 5\left(\frac{D^m}{2} - 0{,}23\right)(1 + 1{,}3)\,(\delta^{cm} + 1{,}5)^2.$$

Eine kleine Doppel-Schnurscheibe, wie sie von der A. E.-G. für kleine Motoren von $^1/_{10}$ PS 1700 Touren verwendet wird, zeigt Fig. 717.

92. Zahnräder und Schneckenräder.

Für Elektromotoren verwende man nur Cykloidenräder (siehe Bach, Maschinenelemente). Das Drehmoment ist $M = P \cdot r$ und der

$$\text{Zahndruck } P = c\,b\,t, \quad t = 10\sqrt[3]{\frac{450 \cdot PS}{c \cdot \psi \cdot z \cdot u}}$$

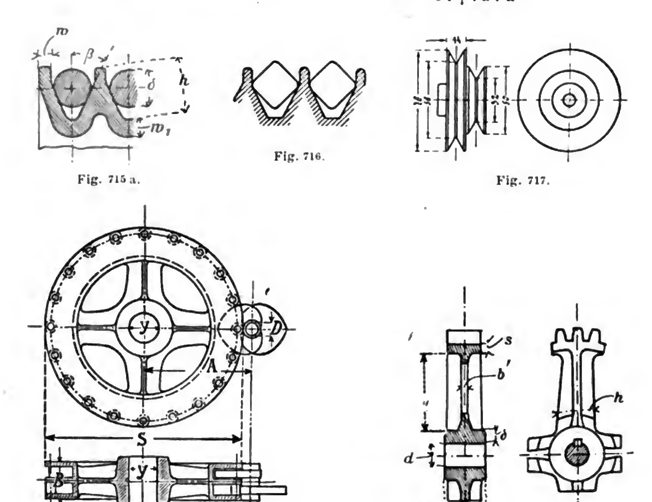


Fig. 715 a. Fig. 716. Fig. 717. Fig. 718. Fig. 719.

r = Teilkreishalbmesser, b = Zahnbreite, t = Zahnteilung, $b < 5\,t = \psi\,t$ meist 2,5 bis 3,5 t, z = Zähnezahl,

$$c \gtreqless 0{,}06 \text{ bis } 0{,}07\ k_b \text{ oder auch } c = \frac{0{,}6}{2 + v}\, k_b,$$

wenn v die Teilkreisgeschwindigkeit in m/sek.

Für Gußeisen ist	$k_b = 300$ kg/c²,
für Stahlguß	$k_b = 500$ „
für Phosphorbronze	$k_b = 600$ „
Rohhaut	$c = 4$ bis 8 bei $u = 400$ bis 1000.

Minimale Zähnezahl > 20, t zweckmäßig 15[1]) bis 30 mm, Zahnhöhe $\cong 0{,}7\,t$. Teilung bei Rohhaut > 7 mm. Uebersetzungsverhältnis

[1]) Der kleine Wert bei hohen Umlaufszahlen.

keine ganze Zahl und möglichst nicht größer als 6 : 1; meist 4 : 1 und 6 : 1. 1 mm Zahnbreite kann beiläufig 1 PS übertragen. Empfehlenswert ist für an Motoren angebaute Räder Innenverzahnung (Glockenräder). Eine äußerst gedrängte Zahnradübersetzung 1 : 7 für sehr kleine Motoren wird von der A. E. G. nach Fig. 680 ausgebildet, die Vorgelegewelle macht bei $^1/_{10}$ PS 250 Touren.

Ziemliche Verbreitung haben die für raschlaufende Motoren geeigneten Grissongetriebe für große Uebersetzungsverhältnisse (bis 1:30

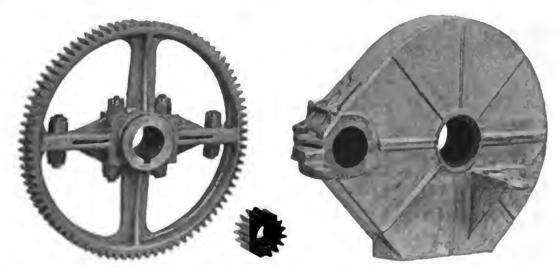


Fig. 719a. Union E.-G.

und mehr) gefunden. Der kleine Triebkreis besteht aus 2 herzförmigen achsial versetzten Daumen, die in ein Doppelrad mit kreisrunden Zähnen eingreifen (Fig. 718). Es ist z. B.

PS/u	Uebersetzung	D	A	B	S
0,5/1500	1 zu 5	10	66	53	110
„	1 „ 30	10	341	53	660
5/1200	1 „ 5	30	132	80	220
„	1 „ 30	30	682	80	1320
50/700	1 „ 5	70	270	205	450
„	1 „ 30	70	1395	205	2700

Für Schnecken und Schneckenräder ist der Zahndruck

$$P = c\,b\,t.$$

Für Stahlschnecke und Bronzerad zulässige Werte von $c = 10$ bis 20 kg/c², $b = 1{,}5$ t. Evolventenschnecken sind am empfehlenswertesten.

Genauer ist nach Bach $c = a\,T + b$, falls T die Uebertemperatur und $a = \frac{0{,}07}{v} + 0{,}4$ und $b = \frac{110}{v + 2{,}7} - 25$; v = Gleitgeschwindigkeit in Meter.

Bei den in der Elektrotechnik üblichen hohen Tourenzahlen ist eine präzise Herstellung der Zahnformen Grunderfordernis. Die Teilkreisgeschwindigkeiten v hält man zweckmäßig ziemlich hoch 5 bis 15 m/sek.[1]), was die Umfangskräfte in rationeller Weise reduziert. Je höher man aber v wählt, desto weiter wird der Achsabstand (Fig. 683), der nicht ganz willkürlich angenommen werden kann. Bei $v > 9$ m verwendet man meist Rohhautritzel, die man mit Talg, Graphit oder Harz schmiert. Rohhauträder (auch aus Vulkanfiber) sind auf einer Gußeisen-

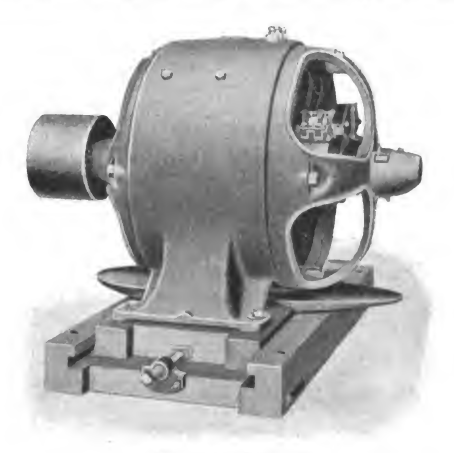


Fig. 720. General Electric Co.

nabe mit Flantschen auf beiden Seiten und durchgehenden Kupferbolzen aufzubauen; max. Durchmesser = 100 mm. Sie sind öfters in Leinöl zu tränken.

Für den Radkörper von Zahn- und Schneckenräder gilt (Fig. 719)

Stärke des Zahnkranzes $s \geqq 0{,}5\ t$ $(= \sim b)$,

Unverletzte Nabenstärke $\delta = \frac{1}{4}(d_0 + \frac{1}{2}\, d) + 1$ cm (d Nabenbohrung, d_0 aus dem übertragenen Drehmoment $M_d = k_d \,.\, 0{,}2\, d_0^3$, $k_d = \sim 500$),

Nabenlänge $L \geqq 1{,}2\, d \geqq$ Zahnbreite $b \geqq b + 0{,}05\, r$ (r Teilkreishalbmesser),

[1]) Es liegt kein Grund vor nicht bis auf 20 m/sek. zu gehen (Radinger). Siehe Engineering 19. April 1901 $v = 12{,}5$, $c = 75$ kg/c² (3300 PS), Uebersetzung 1 zu 1,5.

Länge der Nabenaussparung = $\frac{1}{3}$ L,

Zahl der Arme: $i = \frac{1}{7}\sqrt{D}$ oder 0,3 bis 0,5 $\frac{D}{d}$ bezw. $2{,}5 + 0{,}3\,\frac{D}{d}$,

D^{mm} = Teilkreisdurchmesser.

Der Armquerschnitt folgt (Fig. 719) aus

$$P \cdot y = k_b \cdot W i$$

k_b[1]) = ∾ 100 kg/c², W Widerstandsmoment = $0{,}78\,m^2 n$ (Ellipse mit den Halbachsen = m mal n) = $\frac{b' h^2}{6}$ (rechteckiger oder kreuzförmiger Querschnitt).

Zur Milderung der Stöße ist es ev. empfehlenswert die Arme federnd zu bauen, d. h. die Hauptrippen in Fig. 719 ganz wegzulassen.

Schnecken und ev. auch Zähnräder laufen zweckmäßig an den Berührungstellen in Oel. Ein Tönen der Räder, das bei der in der Elektrotechnik üblichen hohen Tourenzahl leicht eintritt, läßt sich durch Bekleiden der Wandungen und der Arme durch Filz mildern.

Die Lager von Schnecken und Zahnrädern werden ebenfalls mit Ringschmierung versehen, zur Aufnahme des Achsialdruckes empfehlen sich Kugelspurlager, siehe Fig. 685.

Der Wirkungsgrad eines Zahnradpaars ist etwa 91 bis 98 %, einer mehrgängigen gut gearbeiteten Schneckenübersetzung 75 bis 90 %.

Das Gewicht der Zahnräder in Kilogramm ist etwa:

$$G = 0{,}4\ r\,t^2 \left\{ 8\,\frac{b}{t} + 2{,}5 + \left(0{,}8 + 0{,}6\,\frac{b}{t}\right) i \right\}$$

r in Meter, das übrige in Zentimeter.

93. Befestigung der Räder.

Riemscheiben, Seilscheiben, Zahnräder und Kupplungshälften werden auf den zugehörigen Zapfen von Hand oder hydraulisch aufgepreßt, das Moment wird von der Welle auf das Rad mittels Feder (Tabelle S. 314) übertragen; gegen achsiale Verschiebung sieht man entweder eine radiale Druckschraube (Fig. 312) oder eine Mutter mit großer Unterlagscheibe (Fig. 309) am Wellende vor. Nasenkeile, überhaupt Keile mit starkem Anzug sind wenig mehr gebräuchlich und nicht empfehlenswert, da die Scheibe schwer vom Zapfen abzunehmen ist. Nasenkeile verbieten sich auch aus sicherheitstechnischen Gründen. Eine Befestigung, die ein leichtes Abziehen der Räder ermöglicht, zeigt Fig. 314: Die Mutter hat Innen- und Außengewinde verschiedener Steigung; zieht man die Mutter an, so preßt man gleichzeitig die Nabe auf den leicht konischen Zapfen und beim Lösen zieht man sie umgekehrt herunter.

[1]) Für Gußeisen.

Ein geteiltes Zahnrad der Union E.-G. ist in Fig. 719a samt Triebling und Schutzkasten abgebildet, es ist dies ein Vorgelege für einen Bahnmotor.

94. Riemenspanner.

Zum Nachspannen des Riemens, auch während des Betriebs, verwendet man sog. Riemenspanner, deren Anordnung schon aus Fig. 675 und 677 ersichtlich ist. Eine Holzkonstruktion der General Electric Co. ist in Fig. 720 gegeben, an welcher Abbildung auch die unten vorgesehenen Oelfänge zu beachten sind. Die Konstruktion Fig. 721 ist

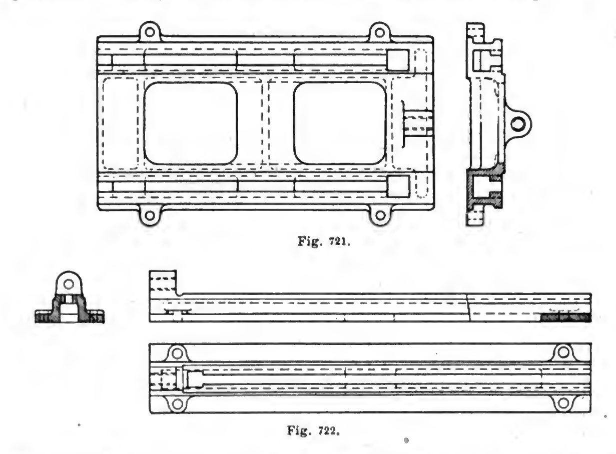


Fig. 721.

Fig. 722.

für kleine Motoren bestimmt, wobei zwei Gleitschienen in einem Stück gegossen sind (Gleitschlitten mit einer Spindel). Die Rinnen, in denen die Köpfe der Fußschrauben liegen, müssen beiderseits offen sein, oder es ist auf einer Seite eine große Oeffnung [1]) vorzusehen (Fig. 721). Nach jedem Nachziehen der Riemen werden die vorher gelockerten Fußschrauben wieder festgeschraubt. Amerikanische Firmen stellen öfters die Maschinen einfach auf die Gleitschienen, ohne sie anzuschrauben. Häufig sind abwechselnd beiderseits an den Gleitschienen Spannspindeln angebracht, mit deren Hilfe man den Riemen sowohl spannen als lockern kann. Größere Maschinen haben, je nachdem sie mit 2 oder 3 Lager ausgerüstet sind, 2 oder 3 einzelne Gleitschienen (Fig. 722 und 677), die man nicht zu leicht konstruiere, damit sie nicht bei unvermeidlichen

[1]) Um die Schrauben herausnehmen zu können.

Erschütterungen brechen. Um bei Anwendung mehrerer Spannschienen ein Schrägziehen zu vermeiden, verbindet man öfter die Schaltschrauben zwangsläufig untereinander mit Hilfe einer Gallschen Kette (Fig. 675). Die mögliche Verschiebung beträgt je nach Größe der Type 50 bis 300 mm. Die Fundamentschrauben der Spannschienen wählt man etwa so stark wie die Fußschrauben der Motoren, ebenso die Spindeln zum Verstellen. Die Wandstärken der Spannschienen betragen je nach Größe der Maschine etwa 10 bis 40 mm. Die Drehung der Spindeln geschieht vermittels Steckstiften, die in Löcher runder Muttern passen, oder vermittels vier-

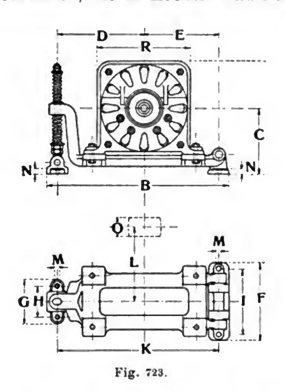


Fig. 723.

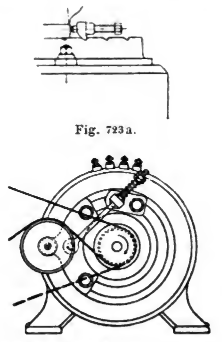

Fig. 723a.

Fig. 724. General Electric Co. N.-Y.

oder mehrarmiger Räder oder auch mit Hilfe von Schalthebeln, Klinken und Sperrädern.

Ein einfacher, leicht justierbarer Riemenspanner ist in Fig. 723a abgebildet.

Kleine Typen bis etwa 10 PS versieht man mit selbsttätigen Riemenspannern, mit sog. federnden Wippen (Fig. 723) oder mit losen an die Maschine angebauten Spannrollen (Fig. 724). Die Federn und Träger der Wippen müssen dem Moment des Motorgewichts entsprechend berechnet werden. Die untere Feder wählt man 1,3- bis 1,5mal länger und 1,1- bis 1,2mal stärker als die obere [1]). Spannrollen lasse man nur auf das lose Trum wirken und zwar in der Nähe der kleineren Scheibe (meist Dynamo- oder Motorscheibe). Der Spannrollendurchmesser kann

[1]) Für die mit P kg belastete Feder gilt

$$P = 0{,}2 \frac{d^3}{r} k_d,$$

falls d der Drahtdurchmesser, r der mittlere Radius der Spirale und k_d die Drehungsbeanspruchung = 5000 bis 12000 (innerhalb der Proportionalitätsgrenze) ist. Die

kleiner sein als der Durchmesser der kleineren Scheibe oder gleich demselben.

Leerscheiben werden nur ausnahmsweise an der Dynamo oder am Motor vorgesehen. Seilgetriebene Maschinen erhalten in der Regel keine Spannvorrichtung.

95. Reibungsgetriebe, Renolds Kette.

Einfache **Reibungsräder** finden für Elektromotoren z. B. an Werkzeugmaschinen hin und wieder Verwendung, besonders auch zur Tourenänderung und zwar sowohl Vorgelege mit parallelen Achsen als auch solche, deren Achsen senkrecht zu einander stehen, sowohl zylindrische als Keilräder. Der Reibungskoeffizient von Gußeisen auf Gußeisen ist etwa $f = 0{,}15$ bis 0,2, von Papier, Leder oder Holz auf Gußeisen 0,25 bis 0,4, womit man die Umfangskraft aus dem Anpressungsdruck findet. Der Wirkungsgrad von Reibräder ist etwa 0,85 bis 0,92.

Die Zentratorkupplung Fig. 686 gestattet in einfachem Anbau an den Elektromotor Uebersetzungen von 1 : 5 bis 1 : 12:

Federnde Stahlringe 3 werden durch einen Klemmring 4 gegen eine Rolle 2 zentrisch gepreßt und von ihr in Rotation versetzt, welche alsdann durch die Mitnehmerscheibe 9 auf die äußere Welle 13 übertragen wird.

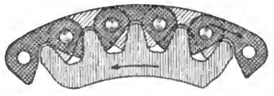


Fig. 725.

Die Kupplung besteht aus folgenden Teilen: 1. Schnelllaufende Motorwelle. 2. Laufrolle. 3. Federnde Stahlringe. 4. Klemmring. 5. Zwischenstückchen zur Regulierung des Klemmrings. 6. Oelnäpfchen. 7. Bolzen zum Anziehen des Klemmrings. 8. Leitrollen. 9. Mitnehmerscheibe. 10. Bolzen der Leitrollen. 11. Oelloch der Mitnehmerscheibe. 12. Schräge Oeffnung des Klemmrings. 13. Langsam laufende Welle der Zentratorkupplung.

Uebersetzungen mit Gallscher Kette und Kettenrädern werden beim Antrieb elektrischer Selbstfahrer öfters benützt. In Amerika wird neuerdings für Antriebe aller Art, z. B. elektrisch angetriebene Werkzeugmaschinen und Hebezeuge vielfach die in Fig. 725 abgebildete geräuschlose Riemenkette (Renold's silent chain) offenbar mit Erfolg als Ersatz der Riemen bei kürzerem Wellenabstand und größerer Uebersetzung verwendet.

Durchbiegung f ist

$$f = \frac{4 \pi n r^2}{d} \beta k_d$$

bei n Windungen, β = Schubkoeffizient $= 2{,}6\, \alpha = \frac{1}{800\,000}$. Man mache $\frac{2r}{d}$ = etwa 6 und $d = 2$ bis 10 mm.

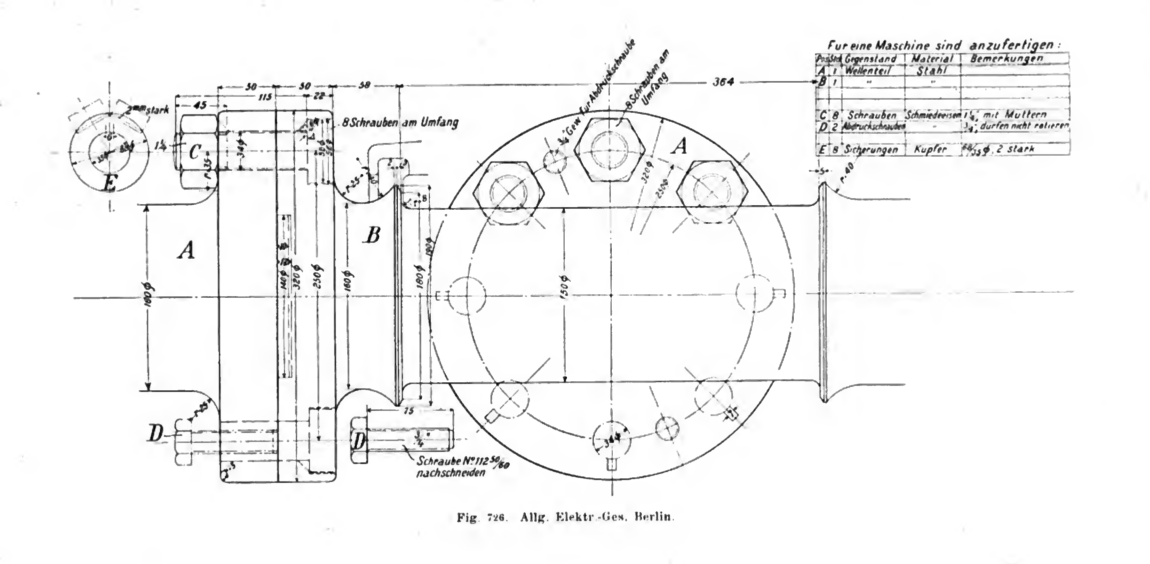


Fig. 726. Allg. Elektr.-Ges. Berlin.

96. Kupplungen.

An Kupplungen kommen für die Elektrotechnik hauptsächlich in Frage:

a) an die Wellenenden angeschmiedete Kupplungsflantsche (Fig. 726) mit Schraubenverbindung[1]), }
b) die gewöhnliche Schraubenkupplung (Fig. 727)[2]), } steife Kupplungen

c) elastische (bewegliche) Kupplungen[3]), hauptsächlich die Zodel-Voith-Kupplung (Fig. 729), die Lederbandkupplungen, z. B. die Raffardkupplung (Fig. 730 und 748).

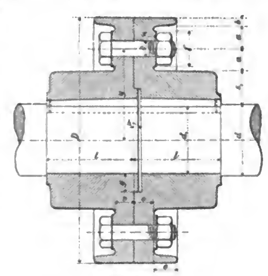


Fig. 727.

Wegen der ausrückbaren Kupplungen, die jedenfalls für Gleichstrom nur ausnahmsweise vorkommen, sei auf Bach, Maschinenelemente und die Hütte verwiesen. Da die Zodel-Voith-Bandkupplung für elektrische Antriebe sehr verbreitet ist, gebe ich hier eine Maßtabelle[4]) für dieselbe:

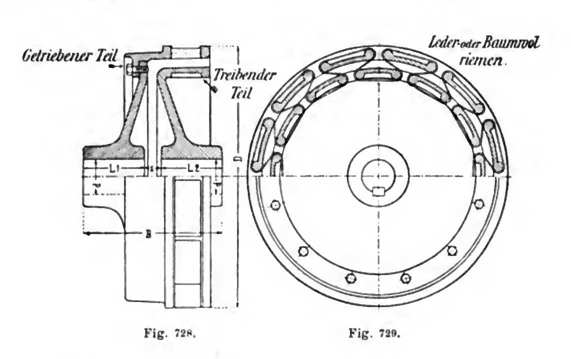


Fig. 728. Fig. 729.

[1]) Siehe auch Fig. 310.

[2]) Nach Bach, Maschinenelemente.

[3]) Eine Reihe elastischer Kupplungen (z. T. ausrückbare) findet man in Niethammer, Elektr. Hebe- und Transportmaschinen. Auch die bekannte, ausrückbare Klauenkupplung, wofür man 100 kg/c² Druckfläche zulassen kann, wird öfters bei elektrischen Antrieben benützt.

[4]) Es sind aber nur 5 der 15 laufenden Typen aufgenommen.

PS / u	D mm	d	B	$L_1 = L_2$	Riemenmaße Breite	Stärke	Länge	Gewicht kg	Preis Mk.
0,00087	70	15	85	30	15	1	320	1,2	36
0,01	200	30	180	81	25	2	1450	13	80
0,46	600	80	390	170	75	6	5350	170	345
3,8	1200	150	650	300	120	8	11100	900	1065
10,0	1800	250	800	375	160	8	17400	2350	2160

Spielraum s = 25 bis 50 mm

Bandkupplungen für wechselnde Drehrichtungen werden aus einer rechts- und einer linksläufigen kombiniert.

Die Lederstreifenkupplungen kann man mit k = 5 bis 20 kg [1]) pro c^2 Lederquerschnitt belasten. In Fig. 730 ist eine Konstruktion

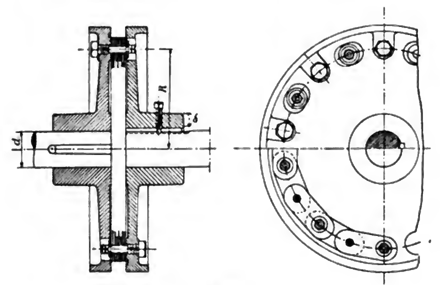


Fig. 730.

einer Lederstreifenkupplung gezeichnet, wie sie von Schuckert u. Co. verwendet wird. Man wähle nach Grove etwa folgende Abmessungen:

$$R = 2{,}5 \text{ bis } 3{,}5 \text{ d},$$

Nabenstärke [2]) $\delta = 0{,}8 + 0{,}35$ d, Keilstärke $k = 0{,}2 + 0{,}3\ \delta$, Keilbreite $= 1{,}8$ k, ferner Durchmesser δ' der i Schrauben pro Scheibe

$$\delta' = 0{,}1^{\text{cm}} + 1{,}25 \text{ k},$$

$$i = \frac{2 R \pi}{10\ \delta'}.$$

Dicke der Lederstreifen 5 mm, Breite $b = 3{,}5\ \delta'$. Die Umfangskraft pro Bolzen ist

$$P = 71\,620 \frac{1}{R} \frac{PS}{u} \frac{1}{i}.$$

Also Lamellenzahl pro Bolzen: $\dfrac{P}{k \cdot s \cdot b}$.

[1]) C. Bach setzt nur 2,5 kg/c^2.

[2]) Alle Maße in cm.

Die elastische und ausrückbare Bürstenkupplung Fig. 731 [1]) von Luther besitzt auf einer Seite lange Stahlblattfedern, die in dünne Mitnehmerzähne des andern Teils eingreifen. Die Abbildung ist für 4 PS bei 100 Touren bestimmt.

Die elastische Kupplung Fig. 732 der Berlin-Anhaltischen Maschinenbau-A.-G. (D. R.-P. 140249) wirkt folgendermaßen: In die einander deckenden Bohrungen a_1, b_1 der glatten Kupplungsscheiben a, b werden elastische Verbindungsklötze c gesteckt, die aus schneckenförmig aufgewickelten Schichten von Gummi oder dergl. mit oder ohne Zwischenlage aus Leinwand, Leder u. dergl. bestehen und nach Entfernung der Blechscheiben d leicht gegen fester oder lockerer gewickelte Klötze

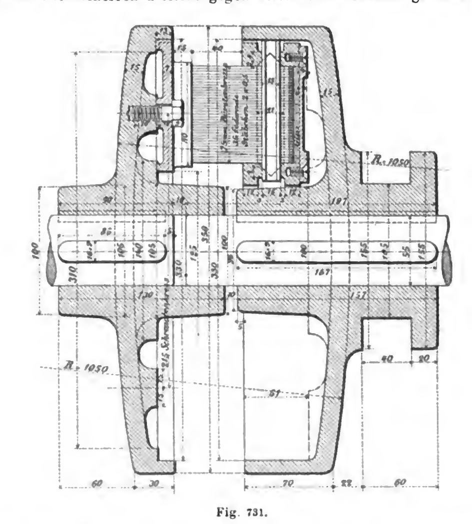


Fig. 731.

ausgewechselt werden können, wodurch man das Maß der gegenseitigen Beweglichkeit von a und b regeln kann. — Als bewegliche Kupplungen lassen sich verschiedene der ausrückbaren Kupplungen verwenden (Reibungskupplungen z. B. die der Maschinenfabrik Wülfel, Lamellenkupplungen etc.).

Die gewöhnliche Schrauben- oder Scheibenkupplung (Fig. 727) findet bei elektrischen Antrieben sehr viel Anwendung, so daß ihre Hauptmaße hier angegeben werden sollen:

$$d_1 = d - 3 \text{ mm}, \quad s_1 = 0{,}4\, d + 10 \text{ mm}, \quad l \geqq 1{,}25\, d$$

Bolzendurchmesser $\delta = \frac{d}{7} + 10$ mm oder besser $= \frac{d}{5}$,

[1]) Nach C. Bach, Maschinenelemente.

die Zahl der gut eingepaßten oder durch Prisonringe geschützten Schrauben i (möglichst = 4) ergibt sich aus dem Drehmoment M_d:

$$\frac{M_d}{y\,i}\;\frac{x}{2} = 60\;\delta^2 \text{ alles in c}$$

$$x = c + 5\text{ mm};\; c = 1{,}25\;\delta;\; a = 1{,}5\;\delta;\; y = \frac{d_1}{2} + s_1 + a;$$

$$b = \frac{\delta}{4} + 5\text{ mm};\; e = \frac{5}{4}\;\delta;\; f = 2{,}1\;\delta + 5\text{ mm};\; g = \frac{s_1}{2};\; h = \frac{\delta}{3}.$$

Fig. 732.

Fig. 733.

Fig. 735.

Fig. 734.

Mutter aufgebohrt
Ganze Länge in der Stückliste anzugeben.
Fusshöhe
Dieses Maass ist nach der Fusshöhe und ③ festzustellen

Fig. 737.

Fig. 736.

schwach conisch
Material Atlasstahl

Fig. 738.

Man kann zweckmäßig setzen

$$i = 3 + \frac{d_1}{4}.$$

Die Maße des Keils bezw. der Feder entnehme man der Tabelle S. 314.

Diese Abmessungen kann man sinngemäß auf angeschmiedete Flantsche (Fig. 726) übertragen. Die Schrauben sind dabei 10 bis 30% stärker zu halten.

Bezüglich der steifen Kupplungen ist zu beachten:

1. Die beiden Wellenenden müssen genau zusammenfallen.
2. Die Kupplung hat sämtliche Biegungs-, Torsions-, Zug- und Druckkräfte zu übertragen.
3. Die Kupplung muß leicht und nahe an einem Lager sein.
4. Vorspringende Teile wie Muttern, Keile müssen vermieden werden.

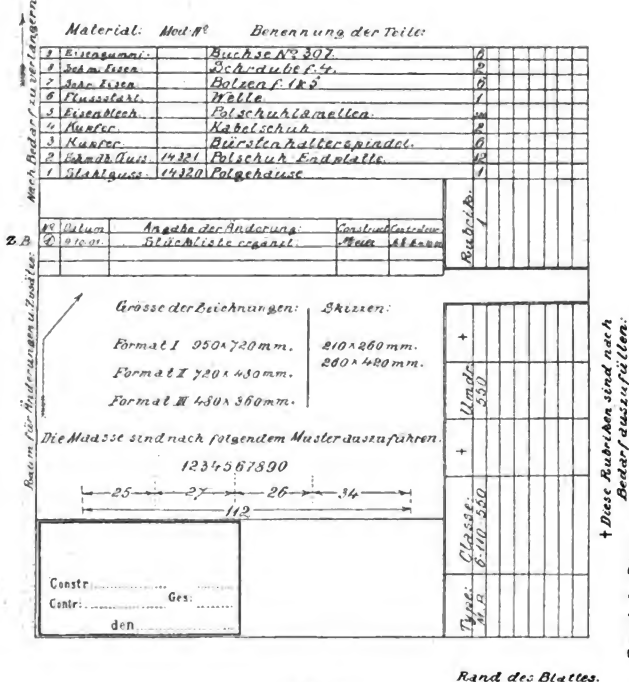


Fig. 739.

(Die Schrauben sind zu versenken oder man hat eine glatte Schutzhaube vorzusehen.)

Kupplungen (feste und bewegliche) bildet man gegebenenfalls auch als Riemscheibe [1]) aus.

[1]) Niethammer, Handbuch der Elektrot. Bd. IX, Fig. 253.

97. Allgemeine Konstruktionsregeln.

Alle Querschnittübergänge führe man in langgezogenen Parabeln oder mindestens großen Kreisbögen aus, da scharfe Uebergänge leicht zu Bruch neigen. Schrauben müssen an hochkantigen Wänden oder am Ende hoher Rippen angreifen.

Für Schrauben gilt:

a) nur auf Zug beansprucht (d_1 Kerndurchmesser),

$$\text{Belastung } Q = \frac{\pi d_1^2}{4} k_z$$
$$= \backsim 400 \, d^2,$$

Material-Tabelle:

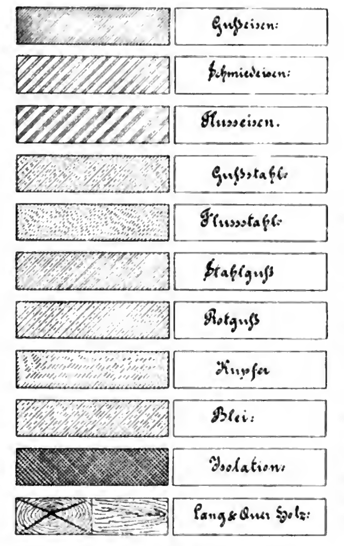


Fig. 740.

Mutterhöhe H bei Eisen = $\backsim$ Gewindedurchmesser $d = 0{,}1 + 1{,}14 \, d_1$ (scharfgängig),
Kopfhöhe = 0,7 d,
Schlüsselweite = 1,4 d $\div$ 0,5 cm.
Bei Gußeisen H = $\backsim$ 1,5 d.

b) Schrauben, die mit der Last angezogen werden (scharfgängig),

$$Q = 0{,}6 \frac{\pi d_1^2}{4} k_z = \backsim 240 \, d^2.$$

Zulässige Pressung im Gewinde bei Fall (b) 60 kg/c², im Fall (a) 100 kg/c². Wird durch Mutter und Spindel Arbeit übertragen, so sei die Mutterhöhe = 2 d. Neben jedes Gewinde schreibt man die Zoll englisch und die Zahl der Gänge (7/8"—9). Durchmesser der Unterlagscheiben $= \backsim 2{,}1 \, d + 0{,}5$ cm bis 3 d, Dicke $= 0{,}2$ cm $+ 0{,}1 \, d$ oder $0{,}35 \sqrt{d}$.

Der runde oder quadratische Kopf von Schrauben, der leichter als der Sechskantkopf zu bearbeiten ist, habe einen Durchmesser = 1,4 d. Nieten vom Durchmesser d erhalten einen Kopf (halbrund oder konisch) von einer Höhe = 0,4 bis 0,8 d und einen max. Kopfdurchmesser = $\backsim$ 1,7 d.

Wirkt senkrecht zur Schrauben- oder Nietachse einer Niet- oder Schraubenverbindung pro Fläche eine Kraft R, so ist bei i Nieten oder Schrauben

$$f \,.\, \sigma_z \,.\, \frac{d^2 \pi}{4} \, i = R$$

$f = 0{,}4$ = Reibungskoeffizient. σ_z = kg/c² Zugbeanspruchung der Schraube oder Niete.

Um eine Drehung von Schraubenbolzen zu vermeiden, kann man eine Nase vorsehen (Fig. 733), die in einen Schlitz am Rand des Schraubenlochs paßt. Bei Stiftschrauben sei die Höhe des eingeschraubten Gewindes $\backsim$ 1,5 d für Schmied-

eisen, und 2 bis 2,5 d für Gußeisen. Soll eine Schraubenverbindung dicht abschließen, so müssen die einzelnen Schrauben dicht sitzen, etwa im Abstand 3,5 d bis 7 d, ferner empfehlen sich Asbestleisten und Dichtungen aus angefettetem Papier, Gummi, Tuch, Hanfzöpfe, Blei- oder Kupferstreifen. Schubkräfte sind von Schrauben fernzuhalten durch Einlegen von Prisonringen, durch Anordnung von Nasen, Keilen, Ansätzen u. a. Unter allen Muttern sehe man Arbeitsvorsprünge vor, etwa von der Dicke 0,1 cm + 0,1 d. Zur Verhinderung unbeabsichtigten Lösens von Muttern dienen die sog. Schraubensicherungen: Man körnt das Gewinde an (nietet es um), schlägt einen Splint von etwa 0,1 d durch Mutter und Bolzen oder verwendet eine der Anordnungen (Fig. 734 u. 735)[1]. Erschwert wird das Losdrehen auch durch eine

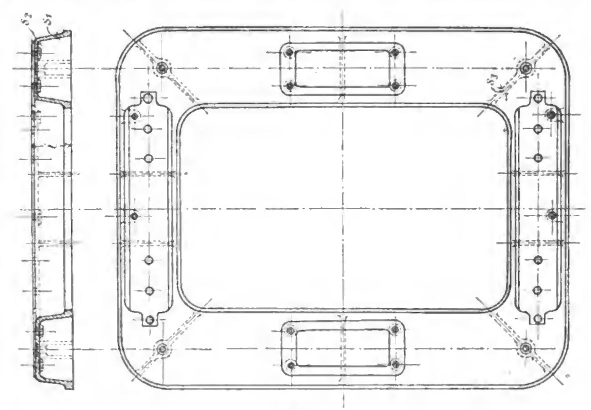


Fig. 741.

2. Mutter (Gegenmutter, jede der beiden Muttern etwa 0,8 d hoch) oder durch eine federnde Unterlagsscheibe (Fig. 736).

Die Ausführung der Prisonstifte für Lagerfüße u. a. ist in Fig. 737 gegeben, der Durchmesser schwankt etwa zwischen 10 und 50 mm, je nach Größe der Maschine; die Mutter hat in der Regel ein Gewinde, das $^1/_{16}$ bis $^1/_4$" kleiner als das Bolzengewinde ist, sie wird entsprechend aufgebohrt. Die Prisonringe haben die Form Fig. 738, c ist bei kleinen Durchmessern $= \sim$ a, bei großen sinkt c auf $\sim \frac{a}{2}$; $b = \sim 1{,}7$ a.

98. Normalisierung von Maschinenteilen.

Es möge hier nur angedeutet werden, welche Maschinenteile in einem elektrotechnischen Konstruktionsbureau normalisiert werden sollten:

1. Schrauben und zwar:
   a) Sechs- und Vierkantkopfschrauben aus Schmiedeisen mit Muttern, Gewindelänge am Bolzen etwa = 2 d (d = Gewindedurchmesser) und einer beschränkten Anzahl Bolzenlängen (2,2 d bis 5 d) . d von $^1/_4$" bis 3".

[1]) Siehe: Bach, Maschinenelemente.

b) Messingschrauben und -Muttern; möglichst zu vermeiden, außer für Schiffe und feuchte Räume, von 1/16" bis 1".
c) Schlitzschrauben mit konischen und runden Köpfen (größter Durchmesser = 2 d, Neigung 45 bis 60°, Schlitz 3 bis 4 mm), Flügelmuttern, Raupen und andere besondere Schrauben.
d) Holzschrauben aus Eisen und Messing mit konischen und runden Köpfen. Größter Kopfdurchmesser = 2 d bis 2,5 d (d = Bolzendurchmesser), Gesamtlänge = 5 bis 10 d, der Gewindedurchmesser läuft spitzig aus.
e) Flache und federnde Unterlagscheiben aus Eisen, Kupfer und Messing.
f) Muttersicherungen und Splinte (5 bis 15mal so lang als dick).
g) Eisen- und Kupfernieten mit halbrundem und konischem Kopf.
h) Fundamentbolzen.

2. Federn siehe S. 314.
3. Kupferdrähte, Flachkupfer, Kabel, Messing- und Kupferrohre von 1 bis 2 mm Wandstärke.
4. Oelstandszeiger, Oelpfropfen und Oelstöpsel.
5. Lagerschalen und Oelringe, Spritzringe.
6. Lagerköpfe und eventuell Lagerböcke, die man in der Höhe beliebig ändern kann.
7. Gleitschienen.
8. Einzelheiten von Bürstenbrillen und Bürstenjoche.
9. Bürstenhalter und Spindeln dazu.
10. Klemmen, Kabelschuhe (gegossene und gepreßte), Klemmbretter u. a.
11. Isolationsbüchsen[1]) und -Scheiben aus Hartgummi, Weichgummi, Asbest u. a.
12. Kollektorsegmente.
13. Isolationsteile für Kollektoren.
14. Ankerbleche.
15. Eine Normalreihe fester und eine elastischer Kupplungen.
16. Riem- und Seilscheiben.
17. Zahnräder (Stirn- und Kegelräder), sowie Schneckenräder (häufig von auswärts bezogen).
18. Handräder.
19. Stützböcke.
20. Verschiedenes Fassoneisen, Gasrohre.
21. Grundplatten.

Auf den Zeichnungen ist eine sog. Stückliste (Fig. 739) vorzusehen, welche das Material für alle auf der betreffenden Pause enthaltenen Stücke angibt. Alle Aenderungen sind als solche in die Zeichnung einzutragen, falsche Zahlen sind nicht auszuradieren, sondern durchzustreichen.

Zur Unterscheidung der verschiedenen Materialien kann die in Fig. 740 gegebene Schraffierung benützt werden[2]).

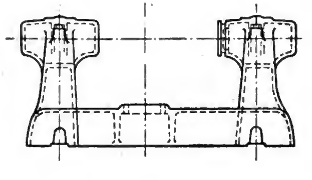
Für eine Dynamo hat man etwa folgende Einzelzeichnungen anzufertigen.

---

[1]) Wandstärken in der Regel 2 bis 5 mm.

[2]) Ueber die Anfertigung von Maschinenzeichnungen siehe Weyde u. Weickert (Berlin, Seydel).

Gehäuse (Feldgestell),
Ankerbleche und Ventilationsstücke,
Ankerkörper und -flantsche,
Welle mit Zubehör,
Ankerwicklung,
Feldwicklung und Spulenkästen,
Kommutator,
Bürstenhalter, Bürstenbrille oder Bürstenjoch samt Verschiebevorrichtung,
Klemmen und Klemmbrett samt Verbindungsleitungen,
Lager (Bocklager, Schilder, Lagerkopf),
Grundplatte,
Riemenscheibe und Riemenspanner,
event. Zusammenfassung aller Schrauben und anderer kleiner Teile,
Zusammenstellung.



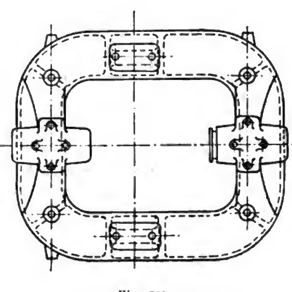


Fig. 742.

Normale Teile werden nicht gezeichnet, es wird in der Stückliste die Nummer und eventuell die Zeichnung des Normalteils angegeben.

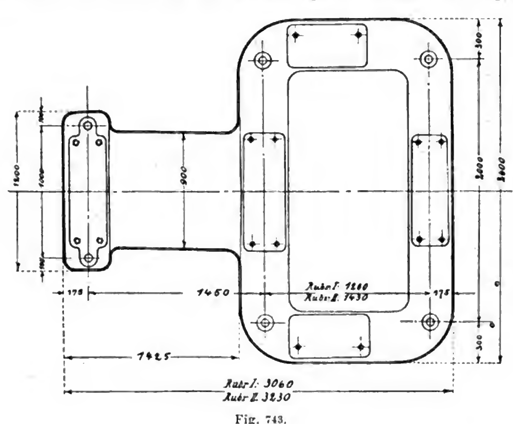


Fig. 743.

99. Grundplatten und Fundamente.

Maschinen mit Stehlagern baut man in der Regel auf einem Grundrahmen zusammen. Der Entwurf von geschlossenen und ⊔-(hufeisen-) förmigen Grundplatten, d. h. für 2 oder 3 bezw. 1 Lager bietet an Hand der Fig. 687 bis 690 und der speziellen Skizzen Fig. 741 bis 745 keine Schwierigkeit. Fig. 745 dient für eine Doppelmaschine, Fig. 743 für eine 3-Lagermaschine. Die Hauptabmessungen folgen aus den zu stützen-

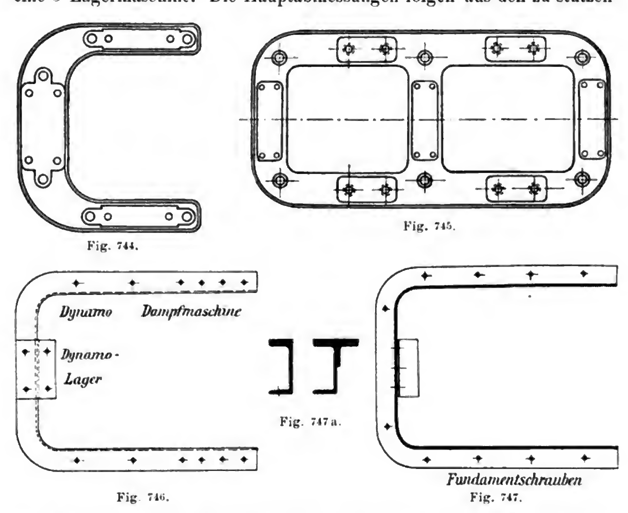


Fig. 744. Fig. 745. Fig. 746. Fig. 747 a. Fig. 747.

den Maschinen, die Schraubenlöcher entsprechen den Fuß- und Fundamentschrauben. Es ist empfehlenswert die gesamte Stützfläche der Grundplatte auszurechnen und den spezifischen Druck

$$k = \frac{\text{Gesamtgewicht}}{\text{Stützfläche}} < 3 \text{ kg/c}^2$$

anzugeben. Die Füße und Schrauben sitzen auf Ansätzen bezw. Augen, die durch Rippen verstärkt werden. Die Höhe i (Fig. 741) schwankt von etwa 150 mm bei kleinen Typen bis herauf auf ca. 400 mm. Die Lagerböcke werden entweder auf gehobelte Flächen der Grundplatte (Fig. 741) aufgeschraubt (mittels Stift- oder Kopfschrauben)[1], oder man

[1]) Bei Kopfschrauben sollte man seitliche Löcher in der Grundplatte aussparen, um mit dem Schlüssel den Kopf erreichen und herabgefallene Schrauben herausholen zu können. Dasselbe gilt für Lagerdeckelschrauben.

gießt die Grundplatte mit den Lagern zusammen (Fig. 742), was ein etwas kompliziertes Modell gibt. Maschinen mit nur einem Außenlager erhalten einen einerseits offenen Gabelrahmen (Fig. 744).

In Fig. 746 bis 747a ist noch ein schmiedeiserner Grundrahmen für eine Dampfdynamo gezeichnet. Namentlich auch für zwei direkt gekuppelte Dynamos mit Lagerschildern empfiehlt sich eine solche Konstruktion aus **U**-Eisen.

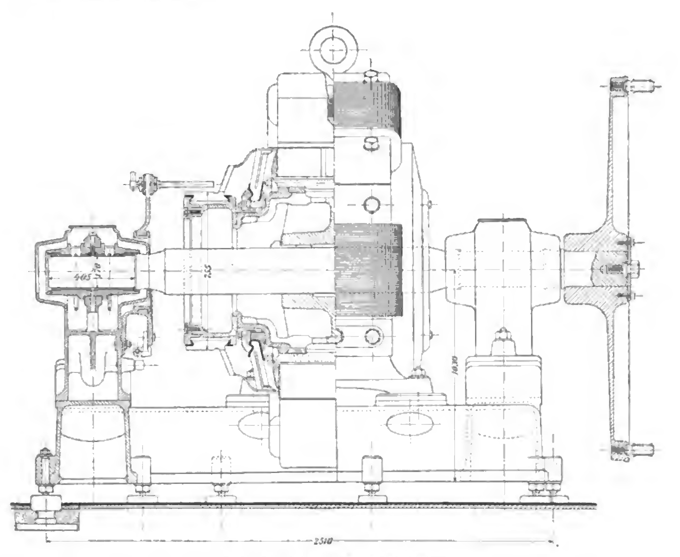


Fig. 748. Cie. de l'Industrie Electrique.

In Fig. 741 ff. sitzen die Fundamentschrauben innerhalb des Rahmens; viele Firmen gießen hiefür am Rand Augen an (Fig. 748). Eine Grundplatte für zwei Stehlager hat meist 4 bis 6 Fundamentschrauben, für ein weiteres Lager 2 mehr. Die Befestigung der Maschinenfüße an der Grundplatte geschieht entweder durch Stift- oder Kopfschrauben, im letzten Falle empfehlen sich seitlich Löcher in der Grundplatte zum Einbringen der Schrauben.

Große Maschinen haben in der Regel keine geschlossene Grundplatte mehr, sondern für die Füße und, falls besondere Lager vorhanden, für diese getrennte Grundplatten (Fig. 438), auf denen die

Maschine mittels der früher besprochenen Zug- und Druckschrauben befestigt wird. Diese Fuß- oder Grundplatten sind in der Regel 10 bis 50 % stärker als die Füße selbst (160 bis 400 mm hoch); sie haben meist Aussparungen in der Auflagefläche und sind öfters hohl mit Wandstärken von 20 bis 40 mm (einschließlich Rippen). Es empfehlen sich jedoch auch für große Maschinen Gabelrahmen zur gemeinsamen Lagerung der Füße und Lager. Fundamentschrauben sollten auf genügend

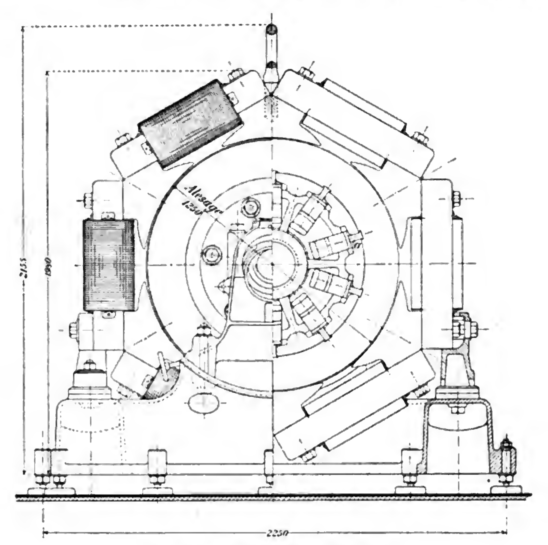


Fig. 749. Cie. de l'Industrie Electrique.

hohen Ansätzen (Augen) der Grundplatte sitzen (Aughöhe $\geq$ Bolzendurchmesser).

Maschinen für höhere Spannungen (schon von 250 Volt aufwärts) umgibt man zweckmäßig zur Bedienung mit einem isolierten Gang (aus imprägniertem Holz), was auch auf eine ev. vorhandene Grube und Treppe auszudehnen ist. Bei über 1000 Volt wird von der Cie. de l'Industrie El. Genf die ganze Maschine auf umgekehrte Isolatoren gestellt (Fig. 748 und 749). Diese Maschine für 2250 Volt, 150 Amp., 300 Umdrehungen (Netzspannung 22000 Volt) von R. Thury steht auf großen Dreifachglocken-Porzellanisolatoren, die auf $3\frac{1}{2}$ cm starken Glasplatten mit Asbest-

auflage ruhen. Der Raum um die Glasplatten und die Isolatoren ist mit Asphalt ausgegossen. Die Isolation der Maschine ist aber noch weiter beachtenswert: Der aktive Eisenkörper wird durch Bronzeböcke a getragen, die von dem übrigen Ankergestell mittels Glimmer völlig isoliert sind. Auch die Kommutatornabe ist an diese isolierten Böcke a angeschraubt. Die Segmente haben lange vor dem Zusammenbau eingelötete Fahnen, die Bürstenbolzen sind reichlich isoliert. Von der direkt antreibenden Turbine ist die Dynamo vermittels der Kupplung isoliert, deren Hälften

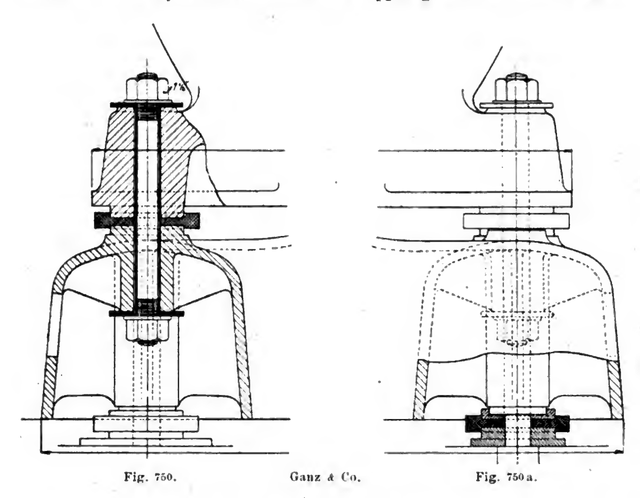


Fig. 750. Ganz & Co. Fig. 750a.

durch einen zickzackförmig verlaufenden Kautschukriemen verbunden sind [1]).

Eine andere doppelt isolierte Aufstellung einer Dynamo von Ganz u. Co. ist in Fig. 750 und 750a wiedergegeben. Es ist die Maschine sowohl von der Grundplatte als auch diese vom Boden isoliert [2]).

Grundplatten größerer Maschinen und von Doppelmaschinen führt man öfters mehrteilig aus (Fig. 435); die Verbindung muß mittels

[1]) In D. R.-P. 143998 hat sich Thury folgende Anordnung zur Verringerung der Spannung zwischen Gestell und Maschinenwicklung schützen lassen: Er legt an die Maschinenklemmen der Seriendynamos für Hochspannung einen hohen Widerstand, an dessen Mitte er das Maschinengestell anschließt.

[2]) Die ganze Maschine findet sich in Niethammer, Handb. d. Elektrot. Bd. IV, Fig. 600.

kräftiger Bolzen und eingelegter Prisonringe ausgeführt werden. Aus den Verbindungsflächen sind Arbeitsleisten auszusparen. Solche geteilten Grundplatten ermöglichen bei großen direkt gekuppelten Typen eine rasche und bequeme Montage und Demontage.

Als Fundamentschrauben für kleinere Maschinen kommen sog. Steinschrauben (Fig. 751), die mit Zement oder Hartblei ausgegossen werden, in Frage.

In Fig. 751 ist z. B. in Millimeter

a	e	f	h	i
3/8"	150	55	200	60
5/8"	200	90 bis 290	300 bis 500	60
1"	300	260 bis 460	600 bis 800	75

b = 3a bis 2,4a; d = a + 2 bis a + 4 mm; c : d = 1,8 : 1 bis 1,3 : 1.

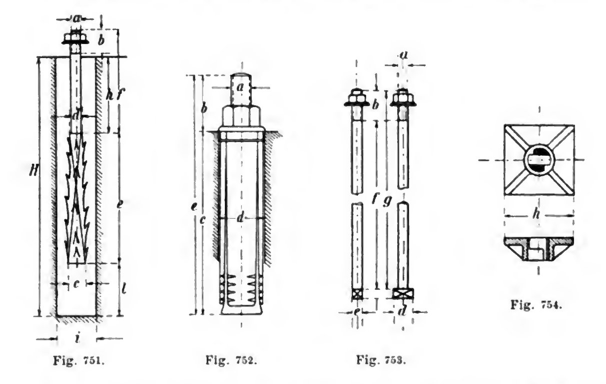


Fig. 751. Fig. 752. Fig. 753. Fig. 754.

Sehr geeignet sind die Patentkeilschrauben Fig. 752 von Eiffe und Fehr Hamburg.

Die Dimensionen üblicher Typen schwanken (in Millimeter) zwischen

a	b	c	d	e
5/16"	30	40	19	70
und 1"	90	155	45	245

Die großen Maschinen erhalten lange Fundamentanker (Fig. 753) mit länglichem Vierkantkopf und Druckplatte (Fig. 754) an der Unterseite. Die Löcher sind etwa 2mal so weit als der Bolzendurchmesser.

In Fig. 753 und 754 ist z. B.

a	g	h
1"	1300	200
$1^3/_4$"	2200	380
$2^1/_2$"	3200	500

$b = 2{,}6\,a$; $d_b = a + 1$ mm; $d = \infty\, 1{,}9\,d_b$ bis $1{,}7\,d_b$; d_b = Bolzendurchmesser.

Die Anker werden bei Stillstand so stark angezogen, daß die im Betrieb auftretende max. Kraft etwa neutralisiert wird. Die zulässige Belastung unter der Druckplatte ist je nach Güte des Materials des Fundamentes 10 bis 40 kg/c² (im Mittel 15 kg/c²). Kennt man die auf einen Fundamentanker wirkende Kraft P, so sei $P = \infty\, 150\, d_b^2$.

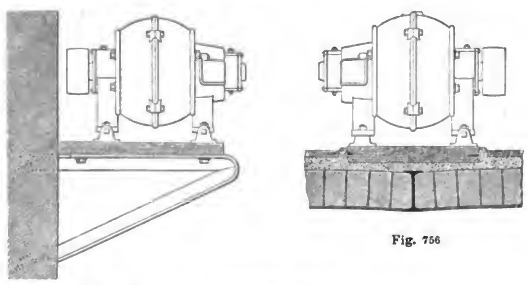


Fig. 756

Fig. 755. Bergmann-Motor.

Obwohl elektrische Maschinen wegen ihrer rotierenden Bewegung weniger schwere Bedingungen an die Fundamente stellen als Dampf- und ähnliche Maschinen, so ist doch der Aufstellung einer Dynamo nicht jede Aufmerksamkeit zu versagen. Bei riemen- und seilgetriebenen Typen ist besonders die Beanspruchung durch Riemen- und Seilzug sowie durch Riemenschlag zu beachten. Erhöht liegende Konsolen oder Böcke, auf denen Maschinen durch Riemen angetrieben werden (Fig. 755 und 756), sind besonders kräftig und sicher zu bauen (Riemscheibe gegen die Wand!), da sie anderenfalls leicht in Vibration geraten und den Betrieb unmöglich machen können. An der Decke aufgehängte Motoren müssen auf genügend starken Trägern festgemacht sein.

Die Fundamente bestehen entweder aus Backsteinmauerwerk oder Stampfbeton, ev. sieht man darauf noch einen Holzrahmen vor; im letzten Fall braucht das Fundament nicht tief zu sein (Fig. 757).

Eine Berechnung der Fundamentanker ist bekanntlich schwierig, da sie besonders durch starkes Anziehen und Nachziehen beansprucht werden. Steinschrauben maure man auf eine Tiefe = 4 bis 6mal ihrem Durchmesser ein.

Für die Dimensionierung der Fundamentschrauben kann folgende Tabelle dienen:

Aeußerer Maschinen-Durchmesser bis zirka	Maschinentypen	Schrauben oder Anker			Fundament-tiefe
		Zahl	Durch-messer	Gesamtlänge mm	mm
600 mm	Bis etwa 10 KW (2lagerig)	2 oder 4	3/8" bis 3/4"	100 bis 300	300 bis 800
1500 „	„ „ 100 KW (2lagerig)	4 oder 8	3/4 bis 1 1/4"	200 bis 1000	600 bis 1200
3000 „	„ „ 500 KW	8 oder 12 bezw. 2 pro Fuß	1 1/4" bis 2"	600 bis 1500	1200 bis 2400
6000 „	Für 1000 bis 3000 KW (ohne eigene Lager)	2 bis 4 pro Fuß	2" bis 3"	1500 bis 2500	2000 bis 3500

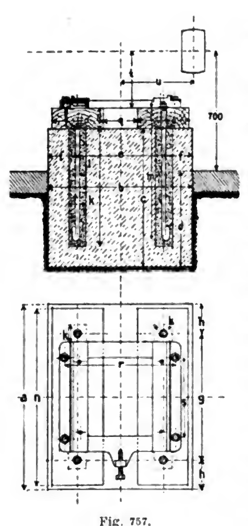


Fig. 757.

Bei Riemenmaschinen hat man meist 4 Fundamentschrauben pro Spannschiene, also im ganzen 8 bei Typen mit 2 Lagern, bezw. 12 bei solchen mit 3 Lagern. Bei größeren Maschinen werden direkt die Gehäusefüße mit 2 Schrauben pro Fuß verankert.

Für die Größe der Fundamentfläche ist zunächst die Grundfläche bezw. die Fußfläche der Maschine maßgebend, für die Tiefe des Fundaments können Anhaltspunkte der obigen Tabelle entnommen werden. Das Fundament muß natürlich allseitig über die Maschinengrundfläche vorstehen, so daß die Fundamentschrauben mehr als 100 bis 200 mm vom Fundamentrand abstehen. Die Anordnung eines Fundaments für eine dreilagerige Riemendynamo ist aus Fig. 758 und 759 ersichtlich. Aus dieser Figur ist auch die Ausbildung der Grundplatte unter der Riemscheibe zu ersehen. Um ein Anlaufen des Riemens an der Grundplattenkante bei abwärtslaufenden Riemen zu vermeiden, fällt die Platte beiderseits schräg ab. Einen ausführlichen Fundamentplan einer großen direktgekuppelten Dynamo

von Lahmeyer-Frankfurt zeigt Fig. 760. Es ist vielfach[1]) üblich, zunächst 2 kräftige Holzbalken 100 × 200 bis 150 × 350 mm zu verankern, auf denen die Maschine dann verschraubt wird (Fig. 757). Das Fundament

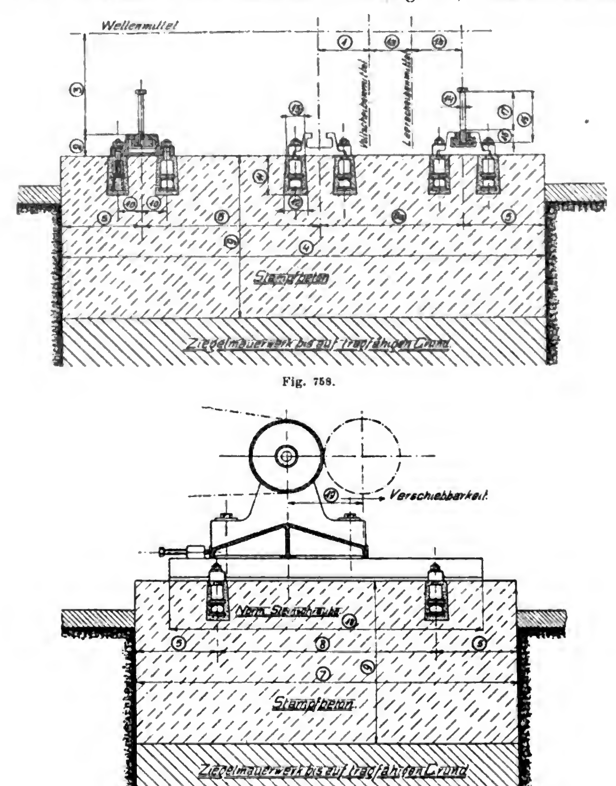


Fig. 758.

Fig. 759. Siemens & Halske, Wien.

ist bis auf gewachsenen Boden zu führen, bezw. es ist unter dem eigentlichen Fundament noch ein breiter Sockel aus Stein oder Beton aufzubauen. Die Löcher für die Ankerbolzen werden 2 bis 3mal weiter ge-

[1]) Bei kleineren Typen.

halten als der Bolzendurchmesser und mit Zement ausgegossen. Die Ankerplatte (Fig. 754) habe einen Durchmesser (oder eine Quadratseite) $= \sim 5\, d_b$, wenn d_b der Bolzendurchmesser ist. Man berechne so-

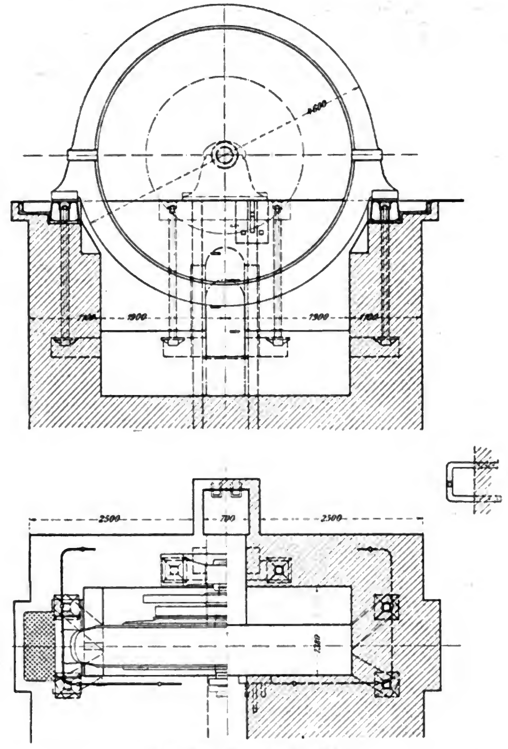


Fig. 760. Lahmeyer, Frankfurt.

wohl die spezifische Fundamentbelastung direkt unter der Auflagefläche der Maschine ($k_1 = 0{,}3$ bis 3 kg/c²) als auch beim Uebergang des Fundaments auf gewachsenen Boden ($k_2 = 3$ bis 15 kg/dm²). Die gewöhnlich angegebenen Zahlen 25 kg/c² für Kalksteine und 7 kg/c² für gewöhnliches Mauerwerk werden also nicht erreicht.

Zur Kontrolle der Beanspruchung von rechteckigen Fundamentplatten aus Gußeisen mit den Seiten a und b und der Dicke s ermittle man

$$\sigma_{max} = 0{,}6 \frac{a^2 b^2}{a^2 + b^2} \frac{k}{s^2}$$

oder

$$\sigma_{max} = 3 \frac{a b}{a^2 + b^2} \frac{P}{s^2}$$

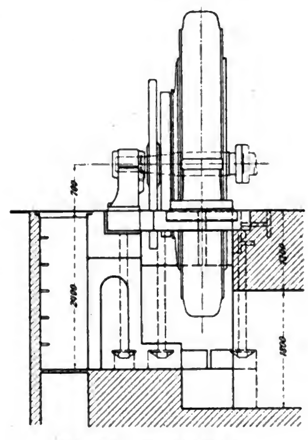


Fig. 760a. Gehört zu Fig. 760.

Im 1. Fall ist ein gleichmäßiger Druck von k kg/c², im 2. Fall eine in der Mitte angreifende Kraft P kg vorausgesetzt.

$$\sigma_{max} \leqq 200 \text{ kg}.$$

100. Hauptmaße von Dynamomaschinen.

1. Kleine 2polige Type (Schmiedeisen oder Stahl) Fig. 761.

KW/u	E	A	W	H	M	K	Y	a	b	c	Wellenstumpf O × N	s_1	Gewicht ohne Riemenscheibe	Preis [1]) Mk.
0,1/2600	**150**	**150**	300	255	100	130	170	30	15	160	12 × 35	12	**11 kg**	110
1/1600	**240**	**235**	410	430	170	215	240	35	15	175	20 × 50	14	46 „	270

[1]) Die Preise sind sog. Listenpreise, die Herstellungskosten sind nur etwa 60 bis 80% davon.

2. Runde Lagerschildtype (Joch aus Stahl) Fig. 761 a.

KW/u	2p	A	E	H	O	N	F	s	B	R	T	Ohne Riemenscheibe Gewicht kg	Ohne Riemenscheibe Preis Mk.
3,5/1250	4	420	490	634	25	70	220	1/16"	90	80	330	150	610
10/900	4	725	835	940	40	110	380	1/8"	125	120	380	500	1375
30/700	4	920	1065	1155	58	150	490	1"	150	150	500	1050	2700
65/530	6	1125	1305	1445	78	200	590	1 1/8"	180	160	870	2050	4750

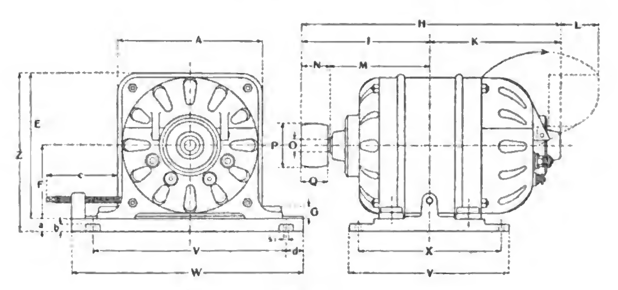


Fig. 761.

3. Riementype mit 2 Lagern: Fig. 677, oder direkte Kupplung (Fig. 687).

KW/u	2p	L	L_1	L_2	B_1	B_2	D	H	H_1	Wellenstumpf Durchmesser × l	i in Fig. 741	Gewicht ohne Riemenscheibe[1])	Fundamentbolzen
70/470	6	1300	400	1350	1300	1650	1300	1390	80	85 × 250	200	2700	1 1/4"
180/400	8	1700	750	1650	2000	2450	1800	1750	100	140 × 420	250	5000	1 1/2"
500/220	10	2000	—	2100	3300	—	2900	2600	—	180 × 300	300	20000	2"

4. Riemen- oder Seiltype mit 3 Lagern Fig. 762.

KW/u	2p	F	H	D	E	A	C	s	a	Gewicht[2]) kg	Wellendurchmesser	b	c
180/400	8	650	2900	2900	1850	1900	2150	1 1/4"	250	6000 (Riemen)	130	35	100
500/200	10	850	4500	4400	2600	2900	3400	1 3/4"	300	21000 (Seil)	220	50	140

[1]) Ohne Spannschienen.

[2]) Ganze Fig. 762 inbegriffen.

5. Direkte Kupplung Fig. 691 (110 bis 220 Volt).

PS/u Motor	2p	D	E	S_2	d_1	H	g_1	K	a_1	B	Wellendurchmesser	b	Gewicht kg	Preis
1,2/450	6	510	220	5/8"	90	260	250	160	280	180	35	95	230	800
29/250	10	1045	560	1"	150	530	340	450	502	260	110	150	1270	4000
110/150	12	1500	925	1 1/4"	220	—	510	685	750	360	175	235	3900	10000

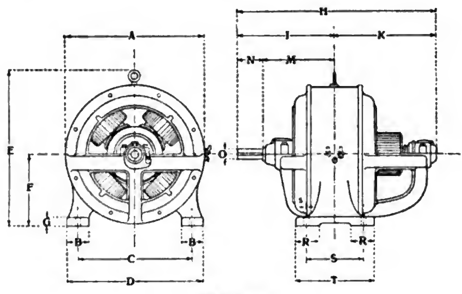


Fig. 761 a.

6. Direkte Kupplung Fig. 763 (550 Volt).

KW/u	2p	A	G + H	C	B	Gewicht (Gußeisengehäuse) Anker und Kommutator kg	Total (ohne Lager ohne Welle) kg	M	D	P	N	L
120/270	8	2000	320 + 510	2350	500	1 500	5 400	180	250	700	620	950
600/120	12	3700	450 + 640	4100	1100	10 000	25 000	440	430	1150	1500	2300
1200/80	18	4800	490 + 860	5500	1200	21 000	45 000	600	510	1260	2500	3400
2700/75	32	8200	440 + 860	9300	1250	40 000	85 000	720	580	1300	4500	6000

E + F ist 1,2 bis 1,3mal größer als G + H.

Die Wellenhöhe h_w ist für direkte Kupplung, aber auch für Riemen- und Seilantrieb von einiger Bedeutung. Es ist dies der lotrechte Abstand der Wellenmitte von der Ebene der Fußauflagefläche oder aber von der Unterkante der Grundplatte. h_w ist bei großen Maschinen in der Regel kleiner als die Hälfte des äußeren Maschinendurchmessers.

Bei größeren direkt gekuppelten Maschinen legt man sie etwa mit 500 (für 100 KW) bis 1500 mm (für 3000 KW) fest. Sobald eine Grube zur Verfügung steht (Fig. 763), kann man h_w beliebig $< \frac{D}{2}$, etwa $= \frac{D}{4}$ bis $\frac{D}{3}$ machen.

101. Gewichte und Preise.

Nach Fertigstellung eines Entwurfs sind die sämtlichen Materialgewichte mit den zugehörigen Preisen zu einem Kostenanschlag zu vereinigen, wozu dann noch die Arbeitslöhne zu ermitteln sind. Die aktiven

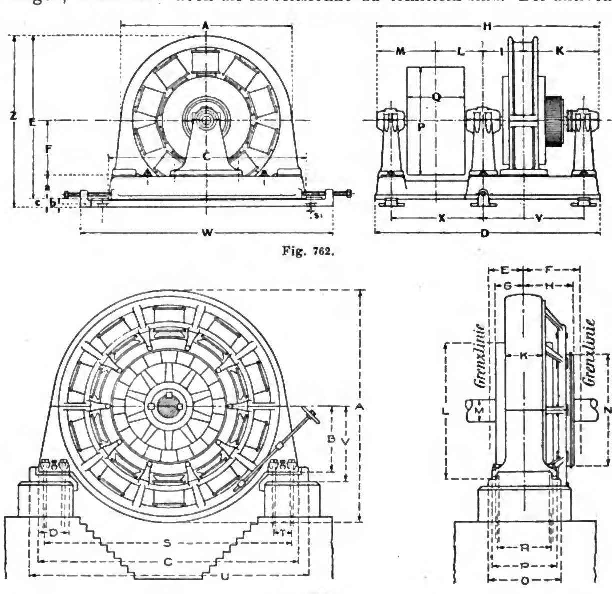


Fig. 762.

Fig. 763.

Materialien Ankerkupfer, Feldkupfer, Kollektorkupfer, Ankerbleche, Pole und Polschuhe sowie Joch sind schon früher berechnet, dazu kommen an wesentlichen Posten

der Ankerkörper mit Flantschen,
der Kollektorkörper mit Flantschen,
die Welle mit Federn und ev. mit Flantsch,
der Bürstenstern,
die Bürstenhalter,
die Lagerböcke oder Lageschilder,
die Spulenkästen,
die Isolationsmaterialien für Anker und Feld,
die sämtlichen Schrauben,

das Klemmbrett und die Verbindungsleitungen,
die Grundplatte,
Riemenscheibe und Riemenspanner oder anderes Zubehör.

Nachstehend findet sich ein Beispiel eines solchen Anschlags:

Gleichstrommaschine: 110 Volt, 1600 Touren, 0,7 PS.

	Gewicht kg	Material Preis Mk.		Lohn Mk.
Magnetgestell (lamelliert):				
Bleche	12,0 kg	4,20		6 (Bleche und Lagerschilde)
2 Lagerschilde (Gußeisen)	5,0 „	1,30		
Wicklung (2 Spulen à 2200 Windungen, 0,35 Durchmesser bl., Kupfer)	1,4 „	4,50		3
Isolation	0,2 „	1,00		
4 Schrauben mit Muttern etc. (Schmiedeisen)	0,6 „	0,20	11,20	
	19,2 kg			
Anker:				
Bleche	2,7 kg	1,00		7 (Bleche, Flantschen, Welle)
2 Flantschen (Bronze)	0,3 „	0,70		
1 Welle (Stahl)	0,6 „	0,30		
Wicklung (12 Spulen 0,8 Durchmesser bl., Kupfer)	0,8 „	2,80		5
Isolation	0,1 „	0,50		
Riemenscheibe (Gußeisen)	0,5 „	0,20	5,50	0.50
	5,0 kg			
Kollektor:				
24 Kollektorlamellen (gez. Kupfer) .	0,33 kg	1,00		7 (Kollektor)
1 Kollektorbüchse (Bronze)	0,14 „	0,30		
1 Preßring (Schmiedeisen)	0,02 „	0,05		
1 Mutter (Schmiedeisen)	0,03 „	0,05	1,40	
	0,52 kg			
Stromabnahme:				
2 Kohlenbürsten, 10 mm Durchmesser	0,01 kg	0.20		3 (Kohlenbürsten bis Verbindungsbrett)
2 „ -Büchsen (Bronze) .	0,03 „	0,10		
2 „ -Federn (Stahl) . .	0,01 „	0,05		
1 Bürstenhalterjoch (Bronze)	0,15 „	0,50		
2 Isolationsbüchsen (Ambroin) . .	0,01 „	0,10		
1 Verbindungsbrett (Marmor) . . .	0,05 „	0,15		
3 kleine Klemmen (gez. Messing) .	0,02 „	0,10	1,20	2,50 (Montage)
	0,28 kg		20,30	34,00
Summa . . .	25,00 kg	Zuschl. 30%	6.10	25,50 Zuschl. (75%)
			26,10	59,50

Fabrikpreis 1,1 (26,10 + 59,50) = ∾ 95 Mk.

Das Totalgewicht G einer Maschine mit 2 Lagern ohne Zubehör ist nach Fischer—Hinnen[1])

$$G = c \left(\frac{A_s}{u}\right)^{2/3} \text{kg},$$

wenn A_s die Leistung in KW ist, $c = \sim 10000$. Ersetzt man A_s durch PS (Motor), so ist $c = \sim 9000$. Das Ankergewicht ist 15 bis 30 % von G, für ein 3. Lager hat man etwa 15 % dazuzuschlagen. Das Gewicht G_r der Riemenscheibe ist nach S. 513 zu berechnen oder man setze $G_r = c' b D_r^2$ kg, wenn $c' = 0{,}0013$ bis $0{,}0008$, b die Breite, D_r der Durchmesser der Riemenscheibe in cm ist. Zweckmäßig ermittelt man das Gehäusegewicht pro $\frac{KW}{u}1000$, das Ankergewicht pro $\frac{KW}{u}$ 1000, ebenso das spezif. Gewicht eines Lagerbocks oder eines Lagerschilds, der Grundplatte etc. Eine Maschine enthält in der Regel etwa 75 % Guß (Eisen und Stahl), 3 bis 4 % Schmiedeisen, 10 % Eisenblech, 3 % Metall (wie Bronze u. ä.) und 8 % Kupfer. Umsponnener Kupferdraht wiegt je nach Dicke 12 bis 2 % mehr als der blanke (12 % bei 0,25 mm Dicke, 2 % bei 8 mm Dicke, 3 bis 6 % bei 2 mm Dicke).

In nachstehenden Tabellen habe ich eine Reihe Gewichte ausgeführter Typen und ihrer Teile zusammengestellt:

Gewichte[2]) pro $\frac{KW}{u}$ 1000 in kg.

$\frac{KW}{u}1000$	Anker und Kommutator ohne Welle	Anker, Kommutator, Gehäuse ohne Welle	Anker, Kommutator, Gehäuse, Welle und 2 Schilder	+ Riemenscheibe und Riemenspanner	Anker, Kommutator, Gehäuse, Welle, 2 Stehlager und Grundplatte	+ Riemenscheibe und Riemenspanner	
0,05	55	—	280	400	—	—	—
0,3	28	—	150	200	—	—	—
0,5	18	—	100	120	—	—	—
2	16	70	80	92	110	125	—
10	9	37	45	50	53	59	—
50	6	21	25	27	28	32	—
100	5,5	14	17	19	19	22	—
200	5	12	—	—	18	20	+ 3 Lager und größere Grundplatte

[1]) Sengel setzt, falls A_s = Leistung in Watt

$$G = c \left(\frac{A_s}{u}\right)^{0,6}$$

$c = 150$ bis 200 und das Ankergewicht

$$G_a = 20 \left(\frac{A}{u}\right)^{3/4}$$

[2]) Die Tabelle gilt für mäßig langsamlaufende Typen nach Tabelle 1 bis 6 auf S. 546 exkl. 5.

$\frac{KW}{u} 1000$	Anker und Kommutator ohne Welle	Anker, Kommutator, Gehäuse ohne Welle	Anker, Kommutator, Gehäuse, Welle auf 2 Schilder		Anker, Kommutator, Gehäuse, Welle, 2 Stehlager und Grundplatte		
				+ Riemenscheibe und Riemenspanner			+ Riemenscheibe und Riemenspanner
500	4	9	—	—	14	3 Lager und größere Grundplatte macht 10% mehr	18
800	3,5	8	—	—	10		14
1500	3 bis 4	7 bis 9	—	—	9		10
4000	3 bis 2,5	—	6	—	6	—	—
16000	1,8	—	4	—	5	—	—
32000	1,4	—	3	—	—	—	—
mit Welle 15% mehr bis $\frac{KW}{u} 1000 = 10$, dann 10% mehr							

Motoren für intermittierenden Betrieb sind 20 bis 30% leichter wie oben angegeben; Straßenbahnmotoren ergeben samt Vorgelege pro $\frac{PS}{u} 1000$ etwa 40 kg (bei $\frac{PS}{u} 1000 = 20$) bis 6 kg (bei $\frac{PS}{u} 1000 = 600$).

Rechnet man für eine stetig abgestufte Reihe die Gewichte pro KW aus, so erhält man eine ziemlich konstante Zahl. In der obigen Tabelle sinkt u stetig von 2500 bei 0,1 KW auf 400 bei 80 KW und 80 bei 2500 KW, wobei sich durchweg Werte von 10 bis 20 kg Ankergewicht (Spalte 2) pro KW ergeben und etwa das 4 bis 5fache für eine komplete Maschine (Spalte 4) bezw. das 2 bis 3fache für Anker und Gehäuse (Spalte 6). Für die Bahnmotoren ergeben sich etwa 30 kg pro PS.

Die Preise[1]) pro Kilogramm der in der Elektrotechnik verwendeten Materialien sind etwa folgende:

	Preis pro kg Mk.	
1. Eisen:		
Gußeisen	0,15 bis 0,40 je nach Gewicht und Form	Außerdem Modell oder Schablone
Stahlguß	0,35 bis 0,80 je nach Gewicht und Form	
Schmiedeeisen	0,15 bis 0,25	
Flußstahl	0,20 bis 0,50	
Nickelstahl	1,70	
Dynamobleche	0,20 bis 0,35 je nach Dicke	
Schmiedbarer Guß	0,60	
2. Kupfer:		
Grundpreis	1,40	
Draht blank über 1,5 mm Durchmesser	1,60	Umsponnen 0,20 bis 1,00 mehr
Draht blank unter 1,5 mm Durchmesser	1,60 bis 2,00	
Stäbe blank	1,50	

[1]) Ausführlichere Angaben findet man in „Niethammer, Die Einrichtung elektrotechnischer Fabriken."

Gewichte pro $\frac{KW}{u}$ 1000 in kg.

Sehr langsamlaufende Typen[1]) nach Tabelle 5 S. 547.

$\frac{KW}{u}$ 1000	Anker ohne Kollektor und ohne Welle	Kollektor	Welle für 1 Lager	Welle für 2 Lager	Gehäuse Stahl	1 Schild (im Mittel)	1 Stehlager	Lagerschalen pro Lager	1 Riemenscheibe	Spannschienen	Grundplatte für 1 Lager	Grundplatte für 2 Lager
1,5	23	6,6	4,2	5,6	85	19	16	1,3	3,5	23	32	42
6	10	3,7	1,6	2,3	35	7,2	6,5	0,3	1,8	5,8	9,5	13
10	9,5	2,6	1,4	1,8	29	3,8	3,4	0,24	1,5	5,0	5,1	6,7
16	6,6	2,5	1,1	1,4	21	2,9	2,6	0,21	1,2	3	3,3	4,4
31	5,5	2,4	0,8	0,9	14	2,0	1,8	0,18	1,2	2,5	1,7	2,1
83	4,5	1,5	0,6	0,7	8	1.0	1,0	0,14	0,9	1,1	1,1	1,5
243	2,5	1,1	0,45	0,55	4.4	—	1,0	0,07	0,7	0,7	1,1	1,5
520	2,3	0,85	0,32	0,42	3,2	—	0,9	0,04	0,55	0,55	0,7	1,0
			für 3 Lager = $1\frac{1}{2} \times 2$ Lager		für Gußeisen 1,2mal mehr						für 3 Lager = Summe (1 + 2 Lager)	

Gewichte pro $\frac{PS}{u}$ 1000 (Motoren) erhält man, wenn obige Werte mit 1,6 bis 1,4 dividiert werden (1,6 bei kleinen, 1.4 bei größeren Typen). Das Gewicht der Riemenwippen ist 25 bis 40 % des Motorgewichts; Motoren mit angebautem Zahnradvorgelege wiegen etwa 30 % mehr als die einfachen Maschinen. Die kleinste vorkommende Maschine dürfte wohl ein $^1/_{80}$ PS-Motor sein ($u = 1400$, $\eta = 30\%$, 110 Volt); er wiegt 3.5 kg (A. E.-G. Berlin).

[1]) Die kleinste Type macht ca. 750 Touren, die grösste ca. 200.

	Preis pro kg Mk.	
Lamellen	1,60	
Kabellitze	2,10	
3. Messingguß:	1,50 bis 2,50	Außerdem Modell
Zinkguß	1,50	
Lagermetall	1,50	
Messing gezogen (Grundpreis)	1,10	
4. Isolation:		
Glimmer nach Maß	1200 bis 50,00	Formen sind noch extra zu vergüten: 10 bis 20 Mk. pro Stück
„ roh	1,70 bis 3,00	
Hartgummi u. a.	5,00 bis 15,00	
Papier	0,40 bis 1,00	
Preßspan und Fiber	1,20 bis 2,00	
5. Kohle bei Bürsten:	0,10 bis 0,05 pro c^3.	

Die Löhne sind schwer allgemein anzugeben. Will man genau vorgehen, so hat man alle einzelnen Arbeitsprozesse zu bewerten. Ueberschlägig kann man sagen, daß auf das Kilogramm Material bei großen Maschinen 0,08 bis 0,15 Mk. Lohn l kommen, bei kleinen bis zu 0,40 Mk.

Vom Gesamtlohn entfallen 20 bis 30 % auf Wickellöhne. Bei Maschinen bis 10 KW ist der Lohn etwa gleich oder größer als die Materialkosten m, bei 100 KW ist bereits $\frac{m}{l} = 2$ bis 3; bei 300 KW $= \sim 3$ bis 6; bei 2000 bis 3000 KW etwa $= 10$.

Die Berechnung des Preises p erfolgt am besten nach folgender Beziehung

$$p = [c \cdot m + c' l]\, c'' \cdot c''';$$

m sind die Materialkosten, l die Löhne, c' ein Zuschlag für allgemeine Unkosten in der Fabrik, c ein Zuschlag für den Transport der Materialien, c'' ein Zuschlag für Bureauunkosten, in c''' soll der Gewinn, die Provision etc. enthalten sein. Die Werte von c, c', c'', c''' schwanken natürlich von Firma zu Firma und sind auch von der Größe und Art der Maschine abhängig. Sie sind genau nur an Hand eines Geschäftsabschlusses zu bestimmen. Es ist zweckmäßig etwa zu setzen

$c = 1{,}3 \quad c' = 1{,}8 \quad c'' = 1{,}1$ und c''' je nach dem Gewinn 1,5 bis 0,9.

Nachstehend gebe ich einige Anhaltspunkte über die Preise von Maschinen und ihrer Teile:

Listenpreis pro $\frac{KW}{u}$ 1000 in Mark[1]).

(Herstellungspreis ist nur 50 bis 80 % davon.)

$\frac{KW}{u}$ 1000	Anker + Kommutator ohne Welle	Anker + Kommutator + Gehäuse	Anker + Kommutator + Gehäuse + 2 Schilder + Welle		Anker + Kommutator + Gehäuse + 2 Stehlager + Grundplatte + Welle	
				+ Riemenscheibe und Riemenspanner		+ Riemenscheibe und Spannschiene und 3 Lager
0,05	1250	—	2800	3100	—	—
0,3	345	—	800	880	—	—
0,5	285	—	600	650	—	—
2	140	—	350	380	—	—
10	50	—	120	130	150	—
50	27	—	60	65	75	—
100	20	—	50	52	55	—
200	14	—	35	—	38	—
500	9	—	23	—	29	32
800	—	—	—	—	18	—
1500	—	15	—	—	16	—
4000	—	10	—	—	12	—
16000	—	8,5	—	—	10	—
	mit Welle ca. 5% mehr					

Listenpreis pro Kilogramm Maschinengewicht in Mark.

(Herstellungspreis nur 50 bis 80 % davon.)

$\frac{KW}{u}$ 1000	Maschine mit 2 Schildern	Maschine mit 2 Schildern, Riemenscheibe und Riemenspanner	Anker + Kommutator + Welle	Maschine + 2 Stehlager + Grundplatte
0,03	10	7,5	19	—
0,50	6	5,5	15	—
2,5	4	3.5	7	2,9
12	2.7	2,6	5	2,6
55	2,3	2,1	3,5	2,8
120	2,3	2,1	3,5	2,8
500	—	—	3.0	2,3
1200	—	—	2,6	2,0
1600	—	—	2,4	2,0
4000	—	—	2,3	2,0
9000	—	—	2,1	1,7

Bei großen Maschinen kostet tatsächlich das Kilogramm Maschinengewicht nur 0,8 bis 1 Mk. im Fabrikpreis.

[1]) Es sind das dieselben mäßig raschlaufenden Maschinen wie auf S. 546 u. S. 550.

Für Zubehörteile, die im wesentlichen aus Gußeisen bestehen (Lager, Riemenspanner), rechne man 2 Mk. bis 0,90 Mk. pro Kilogramm Gewicht, erstere Zahl bei sehr kleinen, letztere bei großen Maschinen. Für Schmiedeteile hat man 5 bis 1,5 Mk. pro Kilogramm zu rechnen. Kennt man den Preis von Anker (samt Kommutator) und Gehäuse, so hat man für 1 Lager 2 bis 6 %, für ein Lager und Gabelrahmen 8 bis 10 %, für 2 Lager und Grundrahmen 12 bis 18 % zuzuschlagen. Riemenscheibe und Spannschienen machen 10 bis 20 % des Maschinenpreises aus. Anker (+ Kommutator) + Welle betragen im Preis 20 bis 30 % der ganzen Maschine (ohne Riemenscheibe). Gekapselte Maschinen kosten 3 bis 5 % mehr als dasselbe Modell in offener Ausführung; Maschinen mit vertikaler Welle unterscheiden sich im wesentlichen nur in der Welle und den Lagern von den normalen Typen; ihr Preis ist ungefähr derselbe.

Bürstenhalter kosten pro Stück 2,0 bis 5 Mk. (Listenpreis), Kohlenbürsten 0,20 bis 1,00 Mk., Lagerschalen pro Stück etwa 2 % vom Ankerpreis, Riemenscheiben 1 bis 2 % vom Maschinenpreis, ein eingebautes Zahnradvorgelege 25 bis 50 % mehr als die einfache Maschine, eine Wippe 10 bis 20 % mehr.

Für Nebenschlußregulatoren hat man 1 bis 5 % des Maschinenpreises, für Anlasser 2 bis 10 % einzusetzen.

Die Verpackung wird zu 1/2 bis 2 % des Maschinenpreises berechnet.

102. Formular einer mechanischen Berechnung.

Zum Schluß stelle ich noch ein vollständiges Formular einer mechanischen Berechnung zusammen, welche alle Grundlagen für die Zeichnungen, Spezifikationen, Materialbestellungen und Kostenberechnungen enthält, siehe folgende Seite:

B . . . ., den . . . . . 190 Nr. . . . .

Mechanische Berechnung[1].

Gleichstrom Generator / Motor[2]) Type KW / PS[2]) Touren Volt

Allgemeine Ordre-Nr.
Fabrik-Ordre-Nr.
Elektrische Berechnungs-Nr. Fabrikationsnotiz (Zeichnungsliste) Nr.
Wickelangaben, Feld Nr. Stückliste Nr.
„ Anker Nr. Gußliste Nr.

Hauptzeichnungen: Bleche Nr. Kommutator Nr.
Ankerkörper Nr. Feldgehäuse Nr.
Welle Nr. Lager Nr.
Zusammenstellung Nr.

	Material	Gewicht kg	Preis Mk.	Bemerkung
Gehäuse (Feld).				
Skizze:				
Joch, Querschnitt				
Durchmesser, außen				
Oberteil				
Unterteil				
Pole, Querschnitt				angegossen? angeschraubt?
Polschuhe, Querschnitt				
Spulenkupfer, Nebenschluß, Durchmesser blank				
Serie, Querschnitt				
Isolation				
Spulenkasten, Flantsche				
Mantel				
Gehäuse, Oberteil				
Unterteil				
Total				
Max.-Durchbiegung e = ...				
Beanspruchung kg/c²				
Zahl der Trennfugen				
Verbindungsschrauben, Stück . . ., Durchmesser				Art[3]).

[1]) Bei der Benützung des Schemas ist an verschiedenen Stellen etwas mehr Platz für die Eintragung der Zahlenwerte zu lassen.

[2]) Nichtzutreffendes auszustreichen.

[3]) Stiftschrauben oder Kopfschrauben.

	Material	Gewicht kg	Preis Mk.	Bemerkung
Prisonringe[1]), Stück, Nr.				
Polschrauben, Stück pro Pol . . .				
k_z = ...				
k_b = ...				
Fußschrauben, Stück Zugschrauben...				
Durchmesser... lang				
Stück Druckschrauben				
Durchmesser... lang				
Prisonstifte, Stück..., Durchmesser..., Nr....				
Stützbock mit Schraube, Durchmesser..., Nr.				
Tragöse, einfacher Querschnitt c² .				
Schraubendurchmesser				
Beanspruchung in der Oese . .				
" im Bolzen . .				
Anker.				
Skizze:				
Dynamobleche, Stück..., dick . .				
Ventilationsstücke, Stück				
Ankerkörper mit ... Armen . . .				
Armquerschnitt, innen				elliptisch,
außen				kreuzförmig, T-förmig.
Preßflantsche, Stück..., dick . . .				
Tragflantsche, dick				
Totale Beanspruchung im Arm = .				
in den Flantschen = ...				
in den Tragflantschen = . . .				
im Blechring = ...				
Bolzen für Bleche, Stück.., Durchmesser				
Keile für Bleche, Stück..., Maße .				
Beanspruchung dieser Bolzen kg c².				
dieser Keile kg/c²				
Zugkraft... am Hebel				
bei einer Beanspruchung kg/c².				
Blechbolzen, Stück..., Durchmesser				
Wicklung, Stäbe zu				
Drähte zu				
Isolation				
Bandagen, Stück... zu... Drähten, Durchmesser				

[1]) Prisoneinlagen (Keile).

	Material	Gewicht kg	Preis Mk.	Bemerkung
Bandagen, Beanspruchung kg/c² . .				
Nabenstärke				
Nabenlänge				
Arbeitsleisten				
Geteilter Anker:				
a) Am Kranz.				
Trennfugen, Zahl				
Verbindungsschrauben pro Fuge . .				
Stück . . ., Durchmesser . . .				
Beanspruchung, kg/c²				
Prisonringe, Zahl . . ., Nr.				
Schrumpfringe, } Stück . . ., Maße .				
Schrumpfbänder, } Querschnitt . .				
Beanspruchung kg/c²				
b) An der Nabe				
Trennfugen, Zahl				
Verbindungsschrauben, total . . .				
Stück . . ., Durchmesser . . .				
Beanspruchung kg/c²				
Prisonringe, Zahl . . ., Nr.				
Schrumpfringe, Stück . . ., Maße . .				
Querschnitt				
Beanspruchung kg/c²				
Kommutator.				
Skizze:				
Kupfersegmente, Zahl				Kommutator auf Welle, auf Ankernabe, auf Armstern des Ankers (seitlich)?
Dicke oben				
„ unten				
Isolation				
Winkel des Konus				
Isolationsringe, Stärke				
Beanspruchung der Segmente . . .				
Mitte kg/c²				
außen kg/c²				
Kommutatorkörper.				
Beanspruchung des angegossenen Preßringes in 3 Querschnitten .				
Preßflantsche, Stück				
Preßschrauben, Stück, Durchmesser .				

	Material	Gewicht kg	Preis Mk.	Bemerkung
Zugkraft kg ..., am Hebel m . . .				
(Beanspruchung kg/c^2)				
Armzahl				
Armquerschnitt				
Beanspruchung bei 100° Erwärmung				
a) Preßflantsche kg/c^2				
b) Preßschrauben kg/c^2 . . .				
Keilmaße oder Schraubenmaße . .				Befestigung des Kommutators?
Bürsten, Stück ..., Querschnitt ..., Nr.				
Bürstenhalter, Stück ..., Nr. . . .				
Bürstenzapfen, Durchmesser . . .				
Bürstenbrille				Art der Bürstenverstellung, Handrad, Hebel?
Bürstenjoch				
Sammelringe, Stück ..., Maße . .				
Anschlußklemmen				Art Marmor, Bolzen, Durchführungen, Kabelkupplungen.
Verbindungskabel (Anker), Durchmesser				
Stück ..., Länge m ..., Nr. . .				
Verbindungskabel (Nebenschluß), Durchmesser				
Stück ..., Länge m ..., Nr. . .				
Verbindungskabel (Serie), Durchmesser				
Stück ..., Länge m ..., Nr. . .				
Welle.				
Skizze:				
Maxim. Durchmesser				
Zapfen I: $d_z \times l_z =$				
Zapfen II: $d_z \times l_z =$				
Zapfen III: $d_z \times l_z =$				
Abstand der Lagermitten von der Belastung:				
Ankergewicht				
Kommutatorgewicht				
Magnetischer Zug				
Schwungradgewicht				

	Material	Gewicht kg	Preis Mk.	Bemerkung
Riemenzug				
(M_b) max.				
(M_d) max.				
Max. Beanspruchung kg/c²				
Durchbiegung				
Zapfen k_b = ...				
k = ...				
v_z = kv_z = ...				
Federn, Stück				
Maße				
Riemenscheibe, Durchmesser				
Breite . . . (oder Kupplung)				
Riemen- oder Seilgeschwindigkeit .				
Beanspruchung der Kupplung kg/c²				
Lager I				
„ II				
„ III				
Lagerschalen, Bronze				
Weißmetall				
Schmierringe Nr. . .				
Lagerdeckelschrauben, Stück				
Durchmesser				Art.
Lagerschrauben (Fuß, Schild).				
Stück . . . ., Durchmesser				Art.
Prisonstifte, Zahl . . ., Durchmesser . . .,				
Nr.				
Grundplatte, Wandstärke = ...				
Fundamentschrauben, Zahl . . ., Durchmesser . . ., Länge				
Gleitschienen (Riemenspanner) Nr. .				
Firmenschild				
Lack und Spachtel				
		Gesamtgewicht	Gesamtpreis	

Erforderliche Hilfswerkzeuge.

	Nummer	Preis Mk.	alt oder neu	Bemerkung
Modelle { Ankerkörper (für Guß) .				
Modelle { Gehäuse (für Stahl) . . .				
Schnitte (Einzel- oder Komplettschnitte):				
Anker				
Polschuhe				

	Nummer	Preis Mk.	alt oder neu	Bemerkung
Wickelformen (Stab, Draht):				
Anker				
Feld				
Fräser				
Bohrer, Bohrlehren				
Zeichnungen, Zahl				
Zeit				

Die Kosten dieser Hilfsvorrichtungen ergeben zusammen die Entwicklungskosten Mk....

Liefertermin.

	Einzelliefertermin Tage	Datum
Zeichnungen für Modelle und Schnitte. .		
Zeichnungen und Wickelangaben kompl.		
Modelle		
Schnitte		
Guß { Grauguß		
Guß { Stahlguß		
Ankerkörper fertig		
Ankerwickeln		
Feldgehäuse bearbeitet		
Spulenwickeln		
Lager, Welle, Grundplatte		
Montage		
Prüfung		
Lackieren		
Versand		

Gesamter Termin Tage, Datum...

Löhne.

	Arbeitszeit in Stunden	Mk.
Gehäuse bearbeiten		
Pole und Polschuhe		
Welle		
Bleche stanzen		
Bleche zusammenbauen		

	Arbeitszeit in Stunden	Mk.
Kommutator		
Ankerwickeln		
Spulenwickeln		
Lagerschalen		
Lagerböcke oder Schilder		
Grundplatte		
Riemenspanner		
Bürstenhalter und Klemmbretter		
Montage		
Prüfung		
Lackieren		
Verpacken		
Summe Löhne		
Zuschlag 80 % . .		
Summe Material (S. 560) .		
Zuschlag 30 % . .		
Summe		
Entwicklungskosten [1] . .		
Summe . . .		

[1]) Bei mehr als 1 Stück auf verschiedene zu verteilen.

103. Zusätze.

Zu I_1 S. 37. Die allgemeine Wickelformel für die Trommelanordnung ist

$$y_1 \pm y_2 = \frac{\varepsilon Z_w \mp 2a}{p}.$$

Je nachdem $\varepsilon = 1, 2 \ldots$, schreitet man mit $y_1 + y_2$ um 1,2 .. Polpaare vorwärts. $\varepsilon = 0$ entspricht der Schleifenwicklung, $\varepsilon = 1$ der gewöhnlichen Wellenwicklung.

Die Zahl der Schliessungen einer mehrfach geschlossenen Serienparallelwicklung (Trommel) ist durch den gemeinsamen Teiler von $\frac{Z_w}{2}$ (nicht Z_w) und $\frac{y}{2}$ gegeben, der auch wegen der Wickelformel gleichzeitig a und $\frac{y}{2}$ gemeinsam sein muss (S. 40, 1. Teil).

Eine einfach geschlossene unsymmetrische Wicklung mit $\frac{p}{a}$ = einer gebrochenen Zahl läßt sich stets durch Umänderung in eine m fach geschlossene Wicklung symmetrisch machen, es muß dann sein:

$$\frac{m\,p}{a} = \text{einer ganzen Zahl.}$$

Auf S. 39 Z. 14 v. u. schreibe $\frac{Z_w}{4p}$ und Z. 13 v. u. $\frac{Z_w}{2p}$.

Zu I_1 S. 61 oben.

b) Schmiedeisen

$\frac{B}{1000}$ =	12	14	16	18
aw =	5	9	18	32

c) Stahlguß

$\frac{B}{1000}$ =	12	14	16	18
aw =	7	12	24	60

Zu I_1 S. 66. Bei Berechnung des Luftspalts sind etwaige Eindrehungen zum Aufbringen von Bandagen zu berücksichtigen. Ist z. B. der Luftspalt an sich δ', die Tiefe der Eindrehungen in das Ankereisen a bei einer gesamten axialen Breite aller Eindrehungen = b, so ist mit einem Luftspalt δ zu rechnen

$$\delta = \frac{\delta' (l_a - b) + b(\delta' + a)}{l_a}$$

falls l_a die axiale Ankerbreite ist.

Zu I_1 S. 67.

$q_L = b_n\, l_a + b_z\,(l_a - l_e)$; $q_E = b_z\, l_e$; $B' = B_{zw} : \mu$, woraus

$$\frac{B_{zw}}{B_{zi}} = \frac{\sigma' b_z \mu}{b_z + b_n - \sigma' b_z + \sigma' b_z \mu};$$

auch in Gl. (42) ist $\frac{B_{zw}}{B_{zi}}$ zu setzen.

Zu I_1 S. 122 in der 5. Zeile v. u. schreibe „$\frac{L_s}{w}$, die Zeitkonstante", ebenso S. 123 in der 1. Zeile v. o. „$> \frac{L_s}{w}$".

Zu I_1 S. 154, Gl. 146. s_b = Bürstendicke. — Die Kommutierungszeit für eine a fache a mal geschlossene Parallelwicklung (Fig. 76) mit 2 ap parallelen Kreisen ist

$$T = \frac{s_b - s_s\,(a-1)}{s_s}\,\frac{60}{u\,k}.$$

Zu I_1 S. 156. Vereinfacht läßt sich Gl. (149 a) schreiben

$$e_r = 2\,\frac{v_k}{s_b}\left(\frac{Z}{2\,k}\right)^2\left[10\, l_e\,(1+c) + l_f\,(1+c')\right] J_z \,.\, 10^{-8}$$

oder noch einfacher für mittlere Verhältnisse und l_s = Länge einer Stirnverbindung $\left(=\frac{l_f}{2}\right)$ und s_s = Segmentstärke

$$e_r = \frac{v_k}{s_b}\left(\frac{Z}{2\,k}\right)^2\left[15\, l_e + 3\, l_s\right] J_z \,.\, 10^{-8} = \frac{u\,Z^2}{16\,k}\left[l_e + 0{,}2\, l_s\right] J_z \,.\, 10^{-8}$$

Zu I_1 S. 168. Die Maschinen mit Wendepolen, die mit Hauptstromspulen versehen sind (Fig. 233 rechts) haben bereits ausgedehnte Verwendung gefunden und zwar besonders für raschlaufende Maschinen (Umformer, Turbogeneratoren), für Dynamos mit stark variabler Spannung (Anlaßmaschinen) und für Motoren mit stark variierender Tourenzahl, die durch Feldschwächung gesteigert wird. Man mache die AW-Zahl pro Wendepol etwa 30% größer als die AW_a-Zahl pro Ankerpol; der Polbogen des Hauptpoles ist gegenüber den üblichen Ausführungen wesentlich zu kürzen, da die Streufelder der Hauptpole die Wendepole sonst stark beeinflussen. Es ist zweckmäßig, die Wendepole etwas schräg gegen die Ankerachse zu stellen. Siehe auch D. R. P. 149242, worin die Wendepole einen besonderen magnetischen Rückschluß bekommen, da die Sättigung des Hauptjoches die Wirksamkeit der Wendepole beeinflußt. Eine Maschine mit Wendepolen findet sich u. a. in Guilbert, Generatoren der Pariser Ausstellung, S. 530.

Zu I_1 S. 175. Bezüglich der Berechnung der Wirbelströme im Ankerkupfer verweise ich auf Z. f. E. (Wien) 1904, S. 52. Man hat in jedem Falle 2 Felder in der Nut zu unterscheiden, ein radial (längs der Nuttiefe) verlaufendes und ein Querfeld senkrecht zur Nuttiefe. Ein ungefähres Bild über die Wirbelstromverluste in rechteckigen Leitern von der Tiefe (Höhe) h und der Breite (Dicke) d je in cm gibt der folgende Ausdruck:

a) für glatte Anker

$A_w = C \,.\, n^2 V\,(d^2 + c_1 h^2)\, B_{Rd}^2$ in Watt.

V = Volumen aller Leiter auf Eisenlauge in c^3, B_{Rd} = Polrandinduktion, $C = \sim 10^{-10}$, $c_1 \doteq 0{,}2$ bis $0{,}5$; n = Periodenzahl.

b) für Nutenanker

$$A_w = C' n^2 V\,(d^2 + c_1 h^2)\, B_{Rd}^2 \left[1 - c_2\,\frac{h_1}{b_n}\right]\left(1 + c_3\, e^{c_4 (B_z/_{1000} - 18)}\right)$$

h_1 = senkrechter Abstand der obersten Leiterkante von der Zahnkrone, b_n = Nutbreite, B_z = Zahnsättigung am Fuß; $e = 2{,}71\ldots$, $C' = \infty\, 0{,}5 \cdot 10^{-10}$; $c_1 = 0{,}8$; $c_2 = 0{,}15$; $c_3 = 0{,}5$; $c_4 = 0{,}4$.

Zu I₁ S. 177 (b). Für die gesamten Eisenverluste kann vorteilhafterweise folgende Formel benutzt werden[1]):

$$\sigma\left(\frac{n}{100}\right)\left(\frac{B'}{1000}\right)^{1,6} V_a \cdot y + \sigma \cdot k\left(\frac{n}{100}\right)\left(\frac{B_z + B_{zx}}{1000}\right)^{1,6} V_z$$

$$+ y\, c\left(s\frac{n}{100}\frac{B'}{1000}\right)^2 V_a \cdot x_a + c\, k'\left(s\frac{n}{100}\right)^2 \left\{\left(\frac{B_z}{1000}\right)^2 + 4\left(\frac{B_{zx}}{1000}\right)^2\right\} V_z \cdot x_z$$

σ, c, k und k' sind bereits auf S. 177 ff. definiert. Angenähert ist nach S. 85 (I₁)

$$B_{zx} = B_z \frac{AW_a \frac{P}{\tau}}{AW_{f'}}.$$

y soll berücksichtigen, daß die Hysteresis im Kern drehend ist, d. h. daß sie durch eine Magnetisierungskomponente in Richtung des Umfangs und eine solche in Richtung des Radius erzeugt wird[2]); y ist je nach der Größe von $P:\tau$ und der radialen Blechtiefe = 1,2 bis 2, im Mittel 1,5. B' und B_z sind Maximalwerte der Induktion und x_z für die Zähne ist gegeben durch

$$x_z = \left(\frac{B_1}{B_z}\right)^2 + \left(\frac{3\,B_3}{B_z}\right)^2 + \left(\frac{5\,B_5}{B_z}\right)^2 + \ldots$$

falls die Feldkurve für die Zähne durch eine Fouriersche Reihe

$$B_1 \sin\alpha + B_3 \sin 3\,\alpha + B_5 \sin 5\,\alpha \ldots$$

dargestellt werden kann. Bei rechteckigem Verlauf der Felder ist $x_z = 4$ bis 5, bei trapezförmigem = 2 bis 3. Ebenso ist für den Anker

$$x_a = \left(\frac{B_1'}{B'}\right)^2 + \left(\frac{3\,B_3'}{B'}\right)^2 + \ldots$$

x_a ist wohl meist 1,1 bis 1,2 und sei deshalb einfach = 1 gesetzt. Um die zusätzlichen Verluste[3]) durch Verschmierung der Nuten etc. zu berücksichtigen, sei $\sigma = c = 3$ gesetzt, womit sich im extremsten Fall für praktische Rechnungen ergibt

$$\text{Gesamteisenverluste} = 4{,}5\left(\frac{n}{100}\right)\left(\frac{B'}{1000}\right)^{1,6} V_a + 3\,k\left(\frac{n}{100}\right)\left(\frac{B_z}{1000}\right)^{1,6}\left(1 + \frac{Aw_a \frac{P}{\tau}}{Aw_{f'}}\right)^{1,6} V_z$$

$$+ 4{,}5\left(s\frac{n}{100}\frac{B'}{1000}\right)^2 V_a + 15\,k'\left(s\frac{n}{100}\right)^2 \left\{1 + 4\left(\frac{Aw_a \frac{P}{\tau}}{Aw_{f'}}\right)^2\right\}\left(\frac{B_z}{1000}\right)^2 \cdot V_z.$$

Setzt man B_z gleich der Induktion Mitte Zahn, so ist meist praktisch genügend genau $k = k' = 1$. Für mittlere praktische Verhältnisse genügt folgender Ausdruck ($c = \sigma = 2{,}5$; $x_z = 2{,}5$; $x_a = 1$):

$$3{,}8\left(\frac{n}{100}\right)\left(\frac{B'}{1000}\right)^{1,6} V_a + 2{,}5\,k\left(\frac{n}{100}\right)\left(\frac{B_z}{1000}\right)^{1,6}\left(1 + \frac{Aw_a \frac{P}{\tau}}{Aw_{f'}}\right)^{1,6} V_z$$

$$+ 3{,}8\left(s\frac{n}{100}\frac{B'}{1000}\right)^2 V_a + 6{,}3\,k'\left(s\frac{n}{100}\right)^2\left[1 + \left(2\frac{Aw_a \frac{P}{\tau}}{Aw_{f'}}\right)^2\right]\left(\frac{B_z}{1000}\right)^2 V_z.$$

[1]) Siehe Z. f. E. Wien 1904 April.

[2]) E. T. Z. 1899 S. 769.

[3]) Von Wirbelstromverlusten in den Polschuhen sei dabei abgesehen, was ja für lamelläre Polschuhe ohne weiteres zutrifft.

Zu I_1 S. 222. Die Größenkonstante C ist $= 0{,}3 . 10^{-6}$ bis $3 . 10^{-6}$, wenn alle Maße in Zentimeter.

Zu I_1 S. 237. Erläuterung zu den Beispielen: Der Gang der Berechnung einer Gleichstrommaschine mag etwa der folgende sein. Gegeben ist KW, u. E_k.

a) Berechne $J = \frac{1000\ KW}{E_k}$, wähle J_z nach S. 225, woraus sich $2a = \frac{J}{J_z}$ ergibt. Nimmt man die Stromdichte i_s im Ankerkupfer nach S. 227 an, so ergibt sich der Leiterquerschnitt $q = \frac{J_z}{i_s}$. Nun legt man sich die Leiterzahl pro Nut zurecht, so daß man je nach der Maschinengröße eine Nutbreite von 6 bis 12 mm und eine Nuttiefe = 20 bis 50 mm erhält. Nach S. 229 wählt man die Polzahl 2 p unter Berücksichtigung, daß $\frac{p}{a}$ eine ganze Zahl wird und $n = \frac{u\,p}{60}$ nicht größer als 30 bis 50 wird. Damit ergibt sich aus $E = \sim 1{,}1\ E_k = \frac{p}{a}\ KZ\ \frac{u}{60} . 10^{-8}$ das Produkt KZ. Nun kann man verschiedene Wege einschlagen:

α) Wähle die Spannung pro Segment $\leqq 10$ Volt $= e_m$, dann wird die Zahl der Kommutatorsegmente $k = \frac{2\,p\,E_k}{e_m}$, womit $Z = 2k$ oder $4k \ldots$ sich ergibt. Aus KZ und Z findet sich der Flux K. Aus Z und der Leiterzahl pro Nut folgt die Nutzahl n_z als Quotient. Zahnteilung $\tau_z = 2$ mal Nutbreite. Ankerdurchmesser $D = \frac{n_z . \tau_z}{2\pi}$. Die effektive Ankerlänge l_e berechnet sich aus der Zahninduktion $B_z = 20000$ bis 24000 am Zahnfuß, der $b_z = \sim b_n$ breit sein soll. Dabei ist $P : \tau = \sim 0{,}70$ zuvor anzunehmen. Dann ist

$$l_e = \frac{K}{B_z . b_z . \frac{n_z}{2\,p}\ \frac{P}{\tau}}.$$

Die ganze Ankerlänge l_a ist $\frac{l_e}{0{,}9}$ + Ventilationskanäle.

β) Setze $l_a = \frac{\pi D}{2\,p}\ 0{,}7$ und $KW = C D^2 l_a u$ und entnehme C aus S. 222, so folgt D, l_a und $Z = \frac{D\pi}{\tau_z}$ mal Leiter pro Nut. Dann wie (α).

γ) Wähle $K_a . p$ nach S. 225, dann ergibt sich Z aus $E = \frac{p}{a}\ K_a\ Z\ \frac{u}{60} . 10^{8}$.

Die Methoden α, β, γ sollten stets zur gegenseitigen Kontrolle benutzt werden. Außerdem kontrolliert man AS und AW_a (S. 225), die Zahl der Nuten pro Pol (S. 227) und namentlich die Umfangsgeschwindigkeit v (S. 224). Ferner ist stets zu untersuchen, ob Z der Wickelformel genügt.

Nunmehr berechne man überschlägig die Reaktanz $e_r < 2{,}5$ (S. 156), wähle den Luftspalt aus mechanischen Rücksichten (S. 226) und so, daß

$$\delta \geqq 2\ \frac{P}{\tau}\ \frac{Aw_a}{B_l},$$

wobei B_l sich bereits aus $\frac{K}{P\,l_a}$ ergeben hat. Der Ankerkernquerschnitt sowie der Pol- und Jochquerschnitt ergibt sich aus K_a und der zulässigen Induktion S. 227 u. S. 230 sowie aus dem Streukoeffizienten σ. Berechne angenähert die Feld-AW für Vollast ($= 1{,}2 . 0{,}8\ B_l\ \delta$ + Reaktions-AW) und ermittle nach S. 91 Drahtstärke

und Windungszahl der Erregerspulen. Den Kommutordurchmesser setze gleich 0,8 D, wobei möglichst $v_k < 20$ m und die Lamellenstärke > 4 mm. Die Bürstendimensionen ergeben sich aus der Forderung, daß etwa $2^1/_2$ Segmente überdeckt werden und daß die Stromdichte ungefähr 5 Amp./c² betrage. Nun kontrolliere man noch ganz überschlägig die Watt/qdm für den Anker, die Spulen und den Kommutator, wobei man z. B. die Eisenverluste einfach nach S. 184 oben und die Kommutatorverluste aus $0{,}5\,F + 0{,}3\,v_k\,F$ berechnen kann.

Jetzt schließt sich die genaue Rechnung auf Grund des Formulars an.

b) Rechne D und l_a aus der Umfangsgeschwindigkeit $v = 8$ bis 20 m und aus $KW = C\,D^2 l_a\,u$. Ferner sei $\tau = \frac{l_a}{0{,}7}$ und damit $2\,p = \frac{D\,\pi}{\tau}$. Wähle die Luftinduktion $B_l = 6000$[1]) bis 8000, so ergibt sich $K = B_l \,.\, P \,.\, l_a$, da $P = \backsim 0{,}70\,\tau$. Aus $E = \frac{p}{a}\,\frac{K Z u}{60 \,.\, 10^8}$ findet sich Z, falls man $2\,a = 2\,p$ (Schleifenwicklung) oder $2\,a = \frac{J}{J_z}$ festgelegt hat. Bestimme den Leiterquerschnitt $q = \frac{J_z}{i_s}$ und wähle die Nuten so, daß $b_n = b_z = \frac{\tau_z}{2} = 6$ bis 12 und Nuttiefe = 20 bis 50 mm, derart, daß eine bestimmte Leiterzahl (4 bis 6) vom Querschnitt q hineingeht. Kontrolliere AS, AW_a und B_z am Fuß. Dann wie unter (a 1).

Zu I_1 S. 254. Ein interessantes Beispiel bieten die größten Walzwerkmotoren für 10000 PS und 100 Touren (etwa 8 m Ankerdurchmesser, 48 bis 56 Pole und Wendepole) oder die größten Motoren für Fördermaschinen mit 5000 PS und 40 bis 50 Touren.

Zu I_2 S. 288 zu Literatur: Schenk, Festigkeitsberechnung größerer Drehstrommaschinen.

Zu I_2 S. 289. Füge noch ein „Phosphorbronze" mit $K_z \geqq 2200$, $\varphi \geqq 11\%$, spez. Gewicht = 8,9.

Zu I_2 S. 302. Die Formel (238) ist prinzipiell nicht ganz einwandfrei, da eigentlich $B_1 = B_m \frac{\delta}{\delta - \varepsilon}$ und $B_2 = B_m \frac{\delta}{\delta + \varepsilon}$. Erst durch Vernachlässigung von $-2\,\varepsilon^2\,\delta^2 + \varepsilon^4$ gegen δ^4 ergibt sich der Ausdruck (238).

Zu I_2 S. 307. In Formel (255) ist M die Masse der rotierenden Scheibe.

Zu I_2 S. 319. Das Oelauslaufen ist stets zu vermeiden, wenn der obere Lagerdeckel innen einen weit nach unten ragenden Ansatz bekommt, der die Trennfuge weit überdeckt. Man kann auch die Trennfuge noch nachträglich mit einem Metall- oder Filzstreifen abdecken.

Zu I_2 S. 338. Die zweiteiligen Lagerschalen der Turbodynamos Brown, Boveri & Cie. sind wie Fig. 317 kugelig gelagert und haben unter 45° nach oben und unten in jeder Hälfte 2 radiale Löcher, durch welche das Oel auf den Zapfen gepreßt wird. Ganz oben und unten ist je eine axial verlaufende Schmiernut. — Schwierige Lagerkonstruktionen ergeben sich u. a. auch bei den neueren Motorgeneratoren mit schwerem Schwungrad (Puffermaschinen) zum Anlassen und Regulieren. Die Union E.-G. Berlin hat einen solchen Drehstrom-Gleichstrom-Umformer für 500 KW 375 Touren gebaut mit einem Schwungrad von 20 Tonnen zwischen dem Induktionsmotor und der Gleichstromdynamo (5 Lager). Die inneren Lager zeigen einen spez. Druck $k = 12$ kg/c² und $v_z = 4{,}3$ d. h. $k\,v_z = 52$; sie werden von unten mit Preßöl geschmiert und außerdem ist Wasserkühlung vorgesehen.

[1]) Oder wähle $AW_a = \frac{J Z}{8\,a p}$, woraus Z folgt.

Zu I_2 S. 349. Durch Streufelder und magnetische Unsymmetrien kann der Fall eintreten, daß in der Welle E. M. Kräfte induziert werden, so daß zwischen Welle und Lagerbock Potentialdifferenzen auftreten, welche zu Funkenbildung zwischen Zapfen und Lagerschale Veranlassung geben können, wodurch diese angefressen werden. Die Erscheinung läßt sich durch Anbringung einer Bürste beseitigen, die am Lagerbock auf der Welle schleift.

Zu I_3 S. 377. Man kann auch angenähert setzen statt Gl. 298

$$\sigma'_a = 1{,}2 \cdot 0{,}00118 \frac{G' + G_f + G_k}{i\, f_a} r' u^2 + (G_e + G'_z) : f_a$$

Von demselben Verfasser sind erschienen:

1. Elektrische Hebe- und Transportmaschinen. 428 Seiten, 805 Figuren. 1900.
2. Wechselstromerzeuger (Handbuch der Elektrotechnik, Bd. IV). 328 Seiten, 656 Figuren. 1900.
3. Elektromotoren für Gleich- und Wechselstrom (Handbuch der Elektrotechnik, Bd. IX). 220 Seiten, 356 Figuren. 1901.
4. a) Die Wechsel- und Drehstrommaschinen. 1900. b) Magnetismus. 1901. } Sammlung elektrotechnischer Vorträge, II_3 u. $II_{11/12}$.
5. Elektrotechnisches Praktikum. 370 Seiten, 523 Figuren (Meßkunde). 1902.
6. Moderne Gesichtspunkte für den Entwurf elektrischer Maschinen und Apparate. 192 Seiten, 237 Figuren. 1903.
7. Einrichtung elektrotechnischer Fabriken (Handbuch der elektrotechnischen Praxis, Bd. II). 1904.

---

104. Zusammenstellung der wichtigsten Bezeichnungen.

A.

$2a$ = Zahl der parallelen Ankerzweige.
α = Bürstenvorschubwinkel.
α = Dehnungskoeffizient.
α_0 = Neigung der Charakteristik im Ursprung.
A = Arbeit.
A_m = mechanisch abgegebene Leistung.
A_s = sekundliche Leistung in Watt.
A_v = Verluste in Watt.
A_a = Beschleunigungseffekt.
A_K = Ohmsche Verluste am Kommutator.
A_H = Hysteresisverluste.
A_{Ha} = Hysteresisverlust im Ankerkern.
A_{Hz} = Hysteresisverlust in den Ankerzähnen.
A_w = Wirbelstromverlust.
A_{wa} = Wirbelstromverlust im Ankerkern.
A_{wz} = Wirbelstromverlust in den Ankerzähnen.
A_p = Verlust in den Polschuhen.
A_b = Verlust durch Bürstenreibung.
A_R = Verlust durch Lagerreibung.
A_L = Verlust durch Luftreibung.
AS = Amperestäbe pro c Länge.
AW = Amperewindungen.
AW_l = AW für Luftspalt.
AW_z = AW für Ankerzähne.
AW' = AW für Ankerkern.
AW_p = AW für Pole.
AW_j = AW für Joch.
$AW_{tot} = AW_l + AW_z + AW' + AW_p + AW_j$.
$AW_f = AW_l + AW_z + AW'$.
$AW_{f'} = AW_f$ + Reaktion.
AW_a = AW des Ankers.
AW_g = Gegen AW.
AW_q = Quer AW.
AW_n = Nebenschluß AW.
AW_s = Serien AW.
AW_{le} = AW bei Leerlauf.
aw = AW pro c Länge.
aw_e = AW pro c für Luftspalt.
aw_z = AW pro c für Ankerzähne.
aw' = AW pro c für Ankerkern.
aw_p = AW pro c für Pol.
aw_j = AW pro c für Joch.
aw_{zo} = AW pro c für Zahn oben.
aw_{zu} = AW pro c für Zahn unten.
aw_{zm} = AW pro c für Zahn-Mittel.

B.

B = magnetische Induktion.
B_l = Induktion im Luftspalt.
B_z = Induktion in den Ankerzähnen.
B_{zo} = Induktion in den Ankerzähnen (oben).
B_{zu} = Induktion in den Ankerzähnen (unten).
B_{zi} = Induktion in den Ankerzähnen (ideell).
B_{zw} = Induktion in den Ankerzähnen (wirklich).
B' = Induktion im Ankerkern.
B_p = Induktion im Pol.
B_j = Induktion im Joch.
B_m = mittlere Induktion.
B_y = Schwankung der Polrandinduktion.
B_{rd} = Polrandinduktion (B_{Rd}).
B_x = Induktion in der Kommutierungszone.

b_n = Nutenbreite.
b_z = Zahnstärke.
b_{zo} = Zahnstärke (oben).
b_{zu} = Zahnstärke (unten).
b_{zm} = Zahnstärke (Mittel).
b = radiale Blechhöhe.
b_k = Breite eines Luftkanals.
β = Gleitmodul.

C.

C = Größenkonstante = $\frac{KW}{D^2 l u}$
c_p = halber Polspitzenabstand.

D.

D, d = Durchmesser.
D_a = äußerer Maschinendurchmesser.
D_p = Poldurchmesser.
D_K = Kommutatordurchmesser.
d = Polstärke.
d_z = Zapfendurchmesser.
Δ = gesamter Ohmscher Abfall.
Δ = der Ankerrückwirkung äquivalenter Widerstand.
δ = Länge des Luftspalts (einseitig).
δ_s = Stärke der Umspinnung.
δ_s = Ungleichförmigkeitsgrad.
δ_i = Stärke der Isolation.

E.

E, e = Spannung, E.M.K.
E_k = Klemmenspannung.
E_g = Gleichspannung.
E_l = E.M.K. leer.
E_{kv} = Klemmenspannung bei Volllast.
E_{kl} = Klemmenspannung bei Leerlauf.
E_R = E.M.K. der Remanenz.
E_n = Erregerspannung.
E_d = Durchschlagsspannung.
E.M.K. = Elektromotorische Kraft.
e_r = Reaktanzspannung.
e_a = Kommutierungsspannung.
e_m = mittlere Spannung zwischen zwei Segmenten.
ε = 2,71828 ...
η = Wirkungsgrad.
η = Steinmetzscher Hysteresiskoeffizient.
η_d = Wirkungsgrad der Dynamo.
η_m = Wirkungsgrad des Motors.
η_r = Wirkungsgrad der Ringwicklung.
η_t = Wirkungsgrad der Trommelwicklung.

F.

F = Fläche, Oberfläche, Querschnitt.
F = gesamte Bürstenfläche (pos. u. neg.).
F_p = Polschuhfläche.
F_g = gesamte äußere Maschinenoberfläche.
f = Reibungskoeffizient.
f = Durchbiegung.
f = Bürstenstärke zu Segmentstärke (überdeckte Segmente).
Φ = Durchmesser.
φ = prozentuelle Dehnung.

G.

G = Gewicht.
G_a = Gewicht des Ankers.
G_E = Gewicht des Ankereisens.
G_F = Gewicht des Feldkupfers.
G_K = Gewicht des Ankerkupfers.
G_c = Zentrifugalkraft.
G_r = Gewicht der Riemscheibe.
G_s = Gewicht des Schwungrads.
G_z = magnetischer Zug.

H.

H = magnetisierende Kraft.
h_n = Nuttiefe.
h_y, h_z = Zahntiefe.

J.

J, i = Strom.
J_a = Strom im Anker.
J_g = Gleichstrom.
J_n = Strom in der Nebenschlußwicklung.
J_s = Strom in der Serienwicklung.
J_{sh}, J_x = Strom im Shunt zur Serienwicklung.
J_μ = Magnetisierungsstrom.
J_t = totaler Strom.
J_v = Verluststrom.
J_z = Strom per Zweig.
i_K = Kurzschlußstrom.
i_m = Kurzschlußstrom im Nachbarkreis.
i_s = Stromdichte.
i = Zahl der Arme, der Kugeln.

K.

K = Flux = gesamte Kraftlinienzahl pro Pol.
K_p = Flux im Pol.
K_a = Flux im Anker.
K_j = Flux im Joch.
K_s = Streufeld.
K_z = Bruchfestigkeit auf Zug.
KW = Kilowatt.
k = Bürstendruck in kg/c².
k = spezifischer Lagerdruck.
k = Lamellenzahl.
k_p = Lamellenzahl pro Pol.
K_s = selbstinduzierender Flux.
K_m = Flux der gegenseitigen Induktion.
k_z = zulässige Beanspruchung auf Zug in kg/c².
k_b = zulässige Biegungsbeanspruchung in kg/c².
k_d = zulässige Torsionsbeanspruchung in kg/c².

L.

L, l = Längen.
L = Induktionskoeffizient.
L_s = Selbstinduktionskoeffizient.
L_m = Koeffizient der gegenseitigen Induktion.
Λ = 1.26 × magn. Leitfähigkeit.
l_a = totale Ankereisenlänge.
l_e = effektive Ankereisenlänge.
l_m = mittlere Länge eines Ankerleiters.
l_k = aktive Kommutatorlänge.
l_p = Kraftlinienlänge im Pol.
l_j = Kraftlinienlänge im Joch.
l' = Kraftlinienlänge im Kern.
l_z = Kraftlinienlänge im Zahn.
l_f = gesamte freie Länge einer Spule.
l_x = Ausladung der Faßwicklung.
l_z = Zapfenlänge.
l_s = freie Länge eines Leiters.
λ = Koeffizient abhängig von $\left(\frac{c_p}{\tau}\right)$
λ = elektrische Leitfähigkeit von Blech.
λ_n = magnetische Leitfähigkeit der Nut.
λ_u = magnetische Leitfähigkeit über der Nut.
λ_b = magnetische Leitfähigkeit für die Bandagen.
λ_x = magnetische Leitfähigkeit durch das ganze Polgehäuse.
λ_f = magnetische Leitfähigkeit für die Stirnverbindungen.
λ_e = magnetische Leitfähigkeit pro cm Eisen.
λ_g = magnetische Leitfähigkeit auf Eisenlänge.
λ_s = magnetische Leitfähigkeit pro c freie Länge.

M.

M = Drehmoment.
M_b = Biegungsmoment.
M_d = Torsionsmoment.
m = Maße.
μ = Permeabilität.
μ = Reibungskoeffizient.

N.

n = Periodenzahl.
n, n_c = Kommutierungsfrequenz.
n_z = Nutzahl.

O.

ω = Winkelgeschwindigkeit.

P.

P = Polbogen.
PS = Pferdestärken.
P_m = Zugkraft.
$2p$ = Zahl der Pole.
$2p_s$ = Zahl der Bürstenspindeln.

Q.

Q. q = Querschnitt.
Q = Oel- oder Wassermenge.
q_l = Luftquerschnitt.
q_z = Zahnquerschnitt.
q' = Ankerkernquerschnitt.
q_p = Polquerschnitt.
q_j = Jochquerschnitt.
q = Nutzahl in der Pollücke, Verkürzung des Nutschritts.
q = effektiver Ankerleiterquerschnitt.
q_n = Querschnitt der Nebenschlußwicklung.
q_s = Querschnitt der Serienwicklung.

R.

R, r = Radius.
R = Lagerdruck.
r = Spannungserhöhung.

S.

s = Diagonale des rechteckigen Spulenquerschnitts.
s = Wickeltiefe.
s_b = Bürstenstärke.
s_s = Segmentstärke.
s = Blechdicke.
s_g = spezifisches Gewicht.
s, s_w = spezifische Wärme.
σ = spezifischer Leitungswiderstand.
σ = spezifische Beanspruchung in kg/c².
σ = Streukoeffizient.
σ' = le/la.
σ_b = Biegungsbeanspruchung in kg/c².
σ_z = Zugbeanspruchung in kg/c².

T.

T, t, τ = Zeit.
T = Kommutierungszeit.
T, t = Temperatur.
T = Uebertemperatur.
T_e = Endtemperatur.
T_a = Außentemperatur.
T_z = Zapfentemperatur.
T_m = mittlere Temperatur.
τ = Polteilung.
τ_z = Zahnteilung.
Θ = Trägheitsmoment.

U.

u = Tourenzahl.
u_m = mittlerer Umfang.
u_a = äußerer Umfang.

V.

V = Volumen.
V_a = Ankerleitervolumen.
V_z = Zahnvolumen.
v = Umfangsgeschwindigkeit.
v = Geschwindigkeit.
v_k = Kommutatorgeschwindigkeit.
v_z = Umfangsgeschwindigkeit des Zapfens.

W.

W, w = Widerstand.
W = Widerstandsmoment (Festigkeit).
W_s = Impedanz.
W_m = magnetischer Widerstand.
w_a = Widerstand der Ankerwicklung.
w_k = Bürstenübergangswiderstand.
w_n = Widerstand der Nebenschlußwicklung.
w_s = Widerstand der Serienwicklung.
w_{sh} = Widerstand des Shunts zur Serienwicklung.
w' = Widerstand pro Zweig.
w_v = Vorschaltwiderstand.
w_{nw} = Widerstand der Nebenschlußwicklung warm.
w_{nk} = Widerstand der Nebenschlußwicklung kalt.
w_z = Widerstand einer Kommutatorverbindung.
w_b = Bürstenkontaktwiderstand.
w_B = Widerstand der Bürstenmasse.
w_u = Bürstenübergangswiderstand pro c².

X.

X = Wasser- oder Luftmenge.

Y.

y = Wickelschritt.
y_1 = Wickelschritt auf der Kommutatorseite.
y_2 = Wickelschritt hinten.
y_n = Nutschritt.

Z.

Z = totale effektive Leiterzahl am Umfange.
Z_w = totale Leiterzahl für die Wickelformel.
z = Windungszahl.
z_b = Zahl der Bürsten pro Stift.
z_k = Zahl der Luftkanäle.
z_n = Nutenzahl pro Polbogen.
z_n = Windungszahl einer Nebenschlußspule.
z_s = Windungszahl einer Serienspule.

Sachregister.

Die Zahlen bedeuten Seiten, * zweite Hälfte des Bandes.

